



VYSOKÉ UČENÍ TECHNICKÉ V BRNĚ

BRNO UNIVERSITY OF TECHNOLOGY

FAKULTA STROJNÍHO INŽENÝRSTVÍ

FACULTY OF MECHANICAL ENGINEERING

ÚSTAV PROCESNÍHO INŽENÝRSTVÍ

INSTITUTE OF PROCESS ENGINEERING

**EXPERIMENTÁLNÍ PODPORA VÝVOJE SPECIFICKÉHO
INTEGROVANÉHO ZAŘÍZENÍ**

EXPERIMENTAL SUPPORT FOR THE DEVELOPMENT OF SPECIFIC INTEGRATED EQUIPMENT

DIPLOMOVÁ PRÁCE

MASTER'S THESIS

AUTOR PRÁCE

AUTHOR

Bc. Jiří Hrbáček

VEDOUCÍ PRÁCE

SUPERVISOR

Ing. Bohuslav Kilkovský, Ph.D.

BRNO 2021

Zadání diplomové práce

Ústav: Ústav procesního inženýrství
Student: **Bc. Jiří Hrbáček**
Studijní program: Strojní inženýrství
Studijní obor: Procesní inženýrství
Vedoucí práce: **Ing. Bohuslav Kilkovský, Ph.D.**
Akademický rok: 2020/21

Ředitel ústavu Vám v souladu se zákonem č.111/1998 o vysokých školách a se Studijním a zkušebním řádem VUT v Brně určuje následující téma diplomové práce:

Experimentální podpora vývoje specifického integrovaného zařízení

Stručná charakteristika problematiky úkolu:

Práce je zaměřena na činnosti související s podporou vývoje specifického integrovaného regenerativního zařízení. Konkrétní náplní práce jsou praktické činnosti související se sběrem a vyhodnocením průmyslových provozních dat z provozovaných regenerativních zařízení na výměnu tepla a přípravou a realizací experimentálního zařízení regenerační výměny tepla v laboratořích Ústavu procesního inženýrství.

Cíle diplomové práce:

- (1) Seznámit se s problematikou vyvíjeného integrovaného zařízení a zařízeními na regenerativní výměnu tepla využívanými v jednotkách pro zneškodňování plyných znečišťujících látek.
- (2) Provést sběr a analýzu dostupných provozních dat z průmyslově provozovaných případů regenerativních zařízení na výměnu tepla.
- (3) Uskutečnit a popsat konkrétní praktické činnosti související s přípravou a realizací experimentálního zařízení regenerativní výměny tepla v laboratořích Ústavu procesního inženýrství.
- (4) Provést souhrnné zhodnocení dosažených výsledků a zjištěných poznatků ve smyslu předností a slabin ve vztahu k vývoji předmětného integrovaného zařízení.

Seznam doporučené literatury:

STEHLÍK, P. Up-to-Date Waste-to-Energy Approach. From Idea to Industrial Application, SpringerBriefs in Applied Sciences and Technology, Springer Nature, Switzerland, 2016.

SCHNELLE, K. B., DUNN, R. F., TERNES, M. E. Air Pollution Control Technology Handbook, Second Edition, CRC Press, 2016.

Termín odevzdání diplomové práce je stanoven časovým plánem akademického roku 2020/21

V Brně, dne

L. S.

prof. Ing. Petr Stehlík, CSc., dr. h. c.
ředitel ústavu

doc. Ing. Jaroslav Katolický, Ph.D.
děkan fakulty

ABSTRAKT

Regenerační výměníky se využívají v celé řadě průmyslových odvětví a také při technickém zařízení budov. Tyto výměníky tepla hrají významnou roli při úsporách tepelné energie a při odstraňování těkavých organických látek ze spalinových plynů. Teoretická část práce pojednává o rozdělení regeneračních výměníků na rotační a přepínací a o možnostech jejich využití. Tyto typy výměníků tepla nacházejí uplatnění v mnoha aplikacích, např. jako výměník tepla využívající odpadního tepla k přehřevu procesního plynu (regenerační vrstva), nebo jako katalyzátory urychlující reakci potřebnou pro odstranění těkavých organických látek (katalytická vrstva), případně jako integrovaná zařízení, kde je jak regenerační vrstva, tak i katalytická vrstva.

Cílem diplomové práce je experimentální podpora při vývoji výpočtového programu pro návrh specifického integrovaného zařízení. Vyvíjený výpočtový program umožňuje separátně výpočet regeneračního a katalytického lože, případně obou loží současně, tzn. integrovaného zařízení. Diplomová práce se zabývá podporou matematického modelu pro výpočet výhradně regeneračního lože, i když řešené výpočtové vztahy je možné použít i při výpočtu katalytického lože. Při výběru a následném výpočtu vhodného lože hrají významnou roli tlakové ztráty a přestup tepla. Pro jejich výpočet je možné nalézt více dostupných výpočtových vztahů lišících se významně v jejich přesnosti. Je tedy potřeba vybrat pro výpočtový model ty nejvhodnější.

Praktická část práce se pak zabývá rešerší, analýzou a posouzením vhodnosti metod používaných pro výpočet tlakových ztrát na základě porovnání s hodnotami naměřenými na experimentálním zařízení. Následně se práce zabývá výpočtovými metodami pro stanovení součinitele přestupu tepla náplňového lože. Významná část praktické části se zabývá úpravou experimentálního zařízení pro ověření výpočtových vztahů pro určení přestupu tepla s naměřenými daty.

Klíčová slova

regenerace, přepínací regenerační výměník, tlakové ztráty, přestup tepla, náplňové lože

ABSTRACT

Regenerative heat exchangers are used in a wide range of industries and in the technical equipment of buildings. These heat exchangers play an important role in saving thermal energy and removing volatile organic compounds from flue gases. The theoretical part of the work deals with the division of regenerative exchangers into rotary and switching exchangers and the possibilities of their use. These types of heat exchangers are used in many applications, e.g. as a heat exchanger using waste heat to preheat the process gas (regeneration layer), or as catalysts to accelerate the reaction required to remove volatile organic compounds (catalytic layer), or as integrated equipment where both the regeneration layer and the catalytic layer.

The aim of the diploma thesis is experimental support in the development of a computer program for the design of a specific integrated device. The program allows the calculation of the regeneration and catalytic bed, or both beds simultaneously, i.e. integrated equipment. The diploma thesis deals with the support of a mathematical model for the calculation of the regeneration bed. Pressure loss and heat transfer play an important role in the selection and subsequent calculation of a suitable bed. To calculate them, it is possible to find more available computational relationships that differ significantly in their accuracy. It is therefore necessary to select the most suitable ones for the computational model.

The practical part of the work then deals with research, analysis, and assessment of the suitability of methods used to calculate pressure losses based on a comparison with the values measured on experimental equipment. Subsequently, the work deals with computational methods for determining the heat transfer coefficient of the packed bed. A significant part of the practical part deals with the modification of the experimental equipment for the verification of computational relations for the determination of heat transfer with measured data.

Key words

regeneration, fixed-matrix, fixed bed, pressure drop, heat transfer, packed bed

BIBLIOGRAFICKÁ CITACE

HRBÁČEK, Jiří. Experimentální podpora vývoje specifického integrovaného zařízení. Brno, 2021. Dostupné také z: <https://www.vutbr.cz/studenti/zav-prace/detail/132641>. Diplomová práce. Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, Ústav procesního inženýrství. Vedoucí práce Bohuslav Kilkovský.

PROHLÁŠENÍ

Prohlašuji, že jsem diplomovou práci na téma **Experimentální podpora vývoje specifického integrovaného zařízení** vypracoval samostatně s použitím odborné literatury a pramenů, uvedených v seznamu, který tvoří přílohu této práce.

Datum

Bc. Jiří Hrbáček

PODĚKOVÁNÍ

Touto cestou bych chtěl srdečně poděkovat vedoucímu mé diplomové práce, panu Ing. Bohuslavovi Kilkovskému, Ph.D. za jeho cenné rady, připomínky, ochotu, trpělivost a všechnen čas, který mi během vypracovávání mé práce věnoval. V neposlední řadě můj dík patří mé rodině a blízkým, kteří mě vždy během celého studia podporovali.

Obsah

Úvod.....	12
1 Rozdělení regeneračních výměníků tepla.....	13
1.1 Rotační regenerační výměníky tepla.....	13
1.1.1 Nízkoteplotní rotační výměníky	14
1.1.2 Vysokoteplotní rotační výměníky.....	15
1.2 Přepínací regenerační výměníky tepla	15
1.3 Porovnání s rekuperačními výměníky.....	17
2 Náplňové lože regeneračních výměníků tepla.....	18
2.1 Sypané lože	18
2.2 Skládané lože	19
2.3 Monolitické lože.....	19
2.3.1 Keramické monolity	20
2.3.2 Kovové monolity	21
2.3.3 Zeolitové monolity.....	21
2.3.4 Uhlíkové monolity	22
2.4 Katalytické lože.....	22
3 Využití regeneračních výměníků tepla.....	24
3.1 Přenos tepla	24
3.2 Ohřívače vysokopecního vzduchu	24
3.2.1 Vestavěná spalovací šachta.....	25
3.2.2 Oddělená spalovací šachta	25
3.2.3 Bez spalovací šachty	26
3.3 Regenerační výměníky pro odstraňování VOC	26
3.3.1 Regenerativní termická oxidace.....	27
3.3.2 Regenerativní katalytická oxidace	28
3.4 Regenerační hořáky.....	30
4 Výpočtový model regeneračního výměníku tepla.....	31
4.1 Přehled výpočtových metod.....	32
4.2 Otevřená Willmottova metoda	33
4.3 Obecné výpočtové vztahy	34
4.3.1 Sféricita.....	35

4.3.2	Mezerovitost	35
4.4	Vztahy pro výpočet tlakových ztrát	37
4.4.1	Sypané lože	37
4.4.2	Monolitické lože	41
4.5	Vztahy pro výpočet přestupu tepla uvnitř lože	43
4.5.1	Kulové částice	43
4.5.2	Nekulové částice	45
4.5.3	Monolity	46
5	Měření a vyhodnocení tlakových ztrát	48
5.1	Popis experimentálního zařízení na měření tlakových ztrát	48
5.2	Statistické zpracování dat	50
5.3	Vyhodnocení tlakové ztráty kuličkového lože	51
5.3.1	Kuličky 3–5 mm	51
5.3.2	Kuličky 6–7 mm	53
5.3.3	Kuličky 9–10 mm	55
5.3.4	Zhodnocení výsledků kuličkového lože	57
5.4	Vyhodnocení tlakové ztráty sedlového lože	58
5.4.1	Sedla 12 mm	59
5.4.2	Zhodnocení výsledků sedlového lože	60
5.5	Vyhodnocení tlakové ztráty monolitického lože	60
5.5.1	Honeycomb 30x30	61
5.5.2	Honeycomb 40x40	61
5.5.3	Zhodnocení výsledků monolitického lože	62
6	Návrh experimentálního okruhu pro měření průběhu teplot podél lože	63
6.1	Původní provedení experimentální jednotky	63
6.2	Úprava stávající experimentální jednotky	64
6.3	Podklady pro úpravu experimentální jednotky	67
6.4	Měření a vyhodnocení přestupu tepla	69
6.4.1	Měření teplot	69
6.4.2	Průběh experimentálního měření	70
6.4.3	Vstupní parametry	71
6.4.4	Porovnání vypočtených a naměřených hodnot	71
	Závěr	72

SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY	73
SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK	78
SEZNAM OBRÁZKŮ	81
SEZNAM TABULEK	82
SEZNAM PŘÍLOH.....	83

Úvod

Pro dosažení co nejvyšší možné efektivity různých průmyslových a klimatizačních zařízení je důležité využívání veškeré vzniklé energie. Při procesech, jako je spalování a při potřebě dosažení vysokých teplot, je zapotřebí vyvinout velké množství energie. Aby takto vzniklá energie dosáhla maximálního využití, je důležité se zabývat zpětným získáváním tepla. Při tomto procesu je využíváno teplo odpadního média vystupujícího z procesu pro předehřev pracovního média vstupujícího do procesu.

Tento proces je důležitý z ekonomického hlediska, protože efektivnější využití vzniklé energie ušetří provozovateli značné náklady na provoz. Ale také z ekologického hlediska, protože je potřeba zacházet co nejefektivněji s neobnovitelnými zdroji energie. Fosilní paliva jako je uhlí, ropné produkty a zemní plyn, bývají často používány jako palivo při spalování a jejich zásoby nejsou nekonečné. Je tedy důležité využít veškerý potenciál jejich výhřevnosti, aby nedocházelo k plýtvání těchto nerostných surovin.

Zpětného získávání tepla je možno dosáhnout tepelnými výměníky, které se dělí na rekuperační a regenerační. Tématem této práce jsou výměníky regenerační, u kterých na rozdíl od rekuperačních výměníků tekutiny prochází stejným prostorem. Tepelná energie je předávána pomocí akumulace hmoty v regenerační komoře, kterou střídavě proudí teplý a studený proud tekutiny. Při tomto procesu dochází k předávání tepla citelného a v některých případech i tepla latentního. Regenerační výměníky tepla nacházejí uplatnění v různých aplikacích v celé řadě průmyslových odvětví.

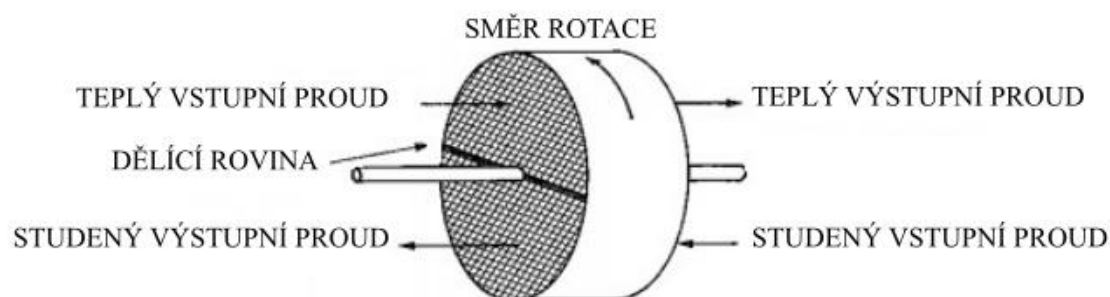
1 Rozdělení regeneračních výměníků tepla

Regenerační výměníky tepla patří mezi zařízení umožňující předávání tepelné energie mezi dvěma proudy tekutiny (převážně plyn). Využívají se ke zpětnému získávání tepla ze spalin v různých procesních zařízeních, ale také ve vzduchotechnických a klimatizačních systémech budov. Regenerační výměníky využívají akumulaci plochu k předávání tepla a případně i vlhkosti (v klimatizačních jednotkách) teplého proudu plynu vystupujícího z procesu do chladného přívodního proudu. Celý proces probíhá střídavým prouděním obou proudů regenerátorem [1].

Podle svého konstrukčního provedení je možno regenerační výměníky tepla rozdělit na rotační a přepínací s pevným ložem.

1.1 Rotační regenerační výměníky tepla

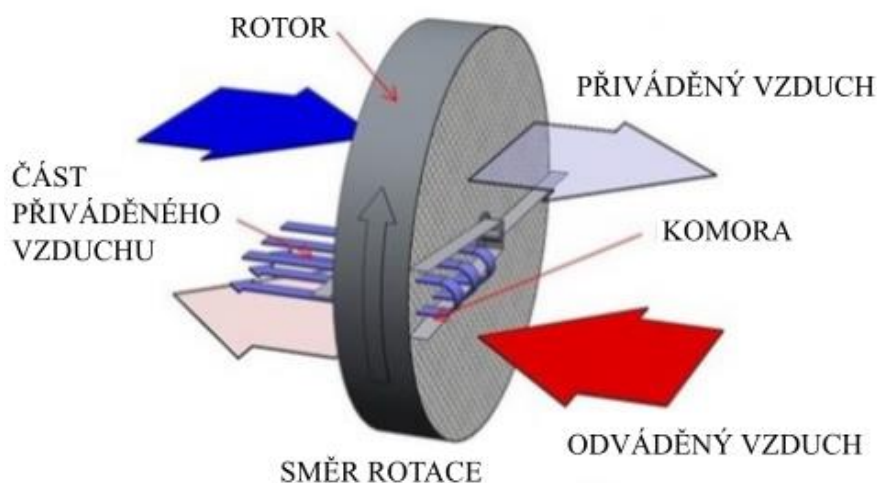
Mezi hlavní část rotačního výměníku patří rotor, který slouží jako teplosměnná plocha. V nejběžnějším konstrukčním provedení rotačního regeneračního výměníku (Obr. 1.1) proudí plyny ve dvou rovnoběžných plynotěsných částech v protiproudém toku. V dělicí rovině může být umístěno stacionární přechodové těsnění. Rotor během svého otáčení kolem osy akumuluje teplo z teplého proudu a následně při pootočení ho přenáší do proudu studeného. Osa rotace může být umístěna v horizontální nebo vertikální poloze. Další variantou konstrukčního provedení rotačního výměníku je pevný rotor a otočný kryt na obou stranách. Rotorem střídavě prochází horká a studená tekutina v oddělených kanálech [1].



Obr. 1.1 – Rotační regenerační výměník (upraveno) [2]

Jelikož akumulací hmotou střídavě procházejí oba proudy plynu, není možné zajistit dokonale těsné oddělení teplého a studeného proudu. V zařízeních, které využívají jako zdroj tepelné energie znečištěný vzduch odváděný z výrobních hal nebo jinak znečištěných vnitřních prostor, je nutné minimalizovat kontaminaci přívodního plynu. Proto se využívají vyplachovací komory (Obr. 1.2) redukující množství nečistot, které by mohly kontaminovat čistý přívodní vzduch. Vyplachovací komory se umísťují do přechodové části mezi odváděným a přiváděným plynem. Část přiváděného plynu v tomto místě hned mění směr proudění a odchází s odváděným proudem. Toto konstrukční opatření výrazně snižuje předané množství nečistot, nevýhodou je však

snížená účinnost předávání tepelné energie. Proto je návrh a využití vyplachovací komory nezbytné důkladně promyslet a realizaci uskutečnit jen v nutných případech, aby nedocházelo ke zbytečným ztrátám účinnosti [1].



Obr. 1.2 – Regenerační výměník s vyplachovací komorou (upraveno) [3]

Rotační regenerační výměníky se rozdělují podle pracovní teploty na nízkoteplotní a vysokoteplotní.

1.1.1 Nízkoteplotní rotační výměníky

Používají se ve vzduchotechnických a klimatizačních zařízeních. Pro tyto účely musí tepelné výměníky splňovat určité legislativní podmínky. Dle nařízení Komise EU č. 1253/2014 platné od 1. ledna 2018 musí být minimální tepelná účinnost všech systémů zpětného získávání tepla 73 %. Pokud se jedná o oběhové nebo obousměrné jednotky musí být minimální účinnost 68 % [4].

Nejčastějším a nejvhodnějším materiálem pro výrobu rotoru je vlněná hliníková fólie o tloušťce 0,06–1 mm. S rostoucí výškou vlny klesá účinnost přenosu energie, ale zároveň klesají i tlakové ztráty. Dalšími používanými materiály nízkoteplotních výměníků jsou speciální materiály na bázi celulózy, plasty, měď nebo případně papír. Konstrukční provedení a materiál rotoru se odvíjí od provozních požadavků. Podle materiálu rotoru lze rotační výměníky rozdělit na nehygroskopické rotory, hygroskopické rotory (entalpické a sorpční) a epoxidové rotory [5].

Nehygroskopické rotory se využívají v průmyslových objektech a v objektech se zvýšenou vlhkostí. Přenášejí převážně citelné teplo. K přenosu vlhkosti u nich dochází jen v určitých případech.

Hygroskopické rotory se využívají v obytných a kancelářských budovách. Rozdělují se na entalpické a sorpční. Zajišťují přenos citelného i latentního tepla. Vysoké účinnosti přenosu vlhkosti je dosaženo nanesením vrstvy silikagelu nebo zeolitu na povrch rotoru. Tyto materiály se vyznačují vysokou schopností přenosu latentního tepla, která dosahuje

až 90 %. Inovativní technologie nanočástic na bázi syntetického polymeru zeolitu s přehledem nahrazuje dříve často používaný silikagel na bázi oxidu křemičitého. Hlavní výhodou zeolitového povlaku je menší molekulární struktura než u pachových částic, která má konstantní velikost v celém materiálu, a proto zabraňuje přenosu pachu z odvodního proudu. Entalpické rotory jsou opatřeny hygroskopickou vrstvou pouze na povrchu. Sorpční rotory jsou opatřeny hygroskopickou vrstvou z obou stran, a proto mají nejvyšší účinnost přenosu vlhkosti.

Epoxidové rotory se využívají v prostředí, které působí agresivně na materiál rotoru. Jsou vhodné do chemických laboratoří, vnitřních bazénů nebo do budov postavených na mořském pobřeží.

Pro vyšší kvalitu vzduchu je nutné umístit na obvod rotoru a do dělicí roviny těsnění. Jako těsnicí materiál se nejčastěji používá plst' nebo kartáč. Netěsnost těchto materiálů se pohybuje v rozmezí od 3 do 8 %. Nejúčinnějším dostupným těsněním je labyrintové s netěsností do 1,5 %, které se používá v budovách s nejvyššími požadavky na kvalitu vzduchu [3], [5].

1.1.2 Vysokoteplotní rotační výměníky

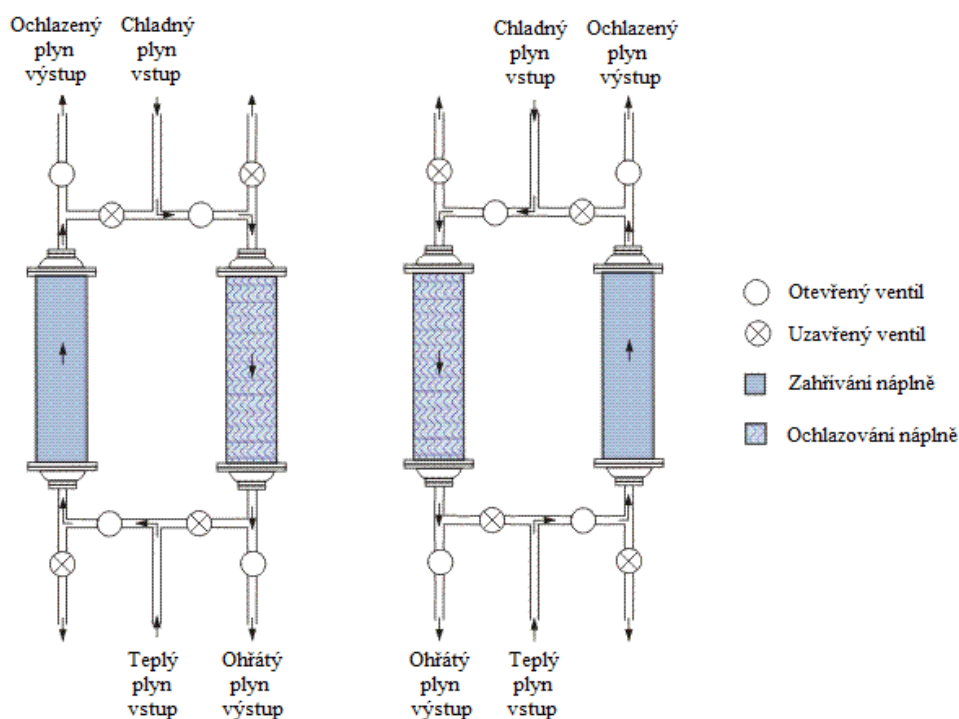
Vysokoteplotní regenerační rotační výměníky se používají ve výrobních procesech k dosažení vyšší efektivity a energetické úspornosti procesu. Nejčastější využití nacházejí v ocelářském a sklářském průmyslu. Jako materiál rotoru se používá nerezová ocel nebo keramika. Keramický rotační regenerátor na bázi nitridu křemíku je vhodný z hlediska snadné tvarovatelnosti a teplotní odolnosti. Na základě studie a počítačového modelování byla zjištěna jeho minimální teplotní odolnost 1000 °C, také byla prokázána korozní odolnost až do teploty 1400 °C.

Konkrétním případem využívání vysokoteplotních rotačních regeneračních výměníků ve sklenářském průmyslu je umístění mezi zpětný ventil a spalínový komín na sklářské tavící peci. Tato aplikace umožňuje stálý přehřev spalovacího vzduchu a snížení teplotních výkyvů. Výsledkem snížení teplotních šoků je vyšší životnost žáruvzdorných vyzdívkových materiálů [6].

1.2 Přepínací regenerační výměníky tepla

Přepínací regenerátory, v anglické literatuře nazývány fixed-matrix nebo fixed-bed, využívají pro přenos tepla pevné akumulační lože umístěné v komoře. Pro dosažení nepřetržité a plynulé funkce předávání tepelné energie mají přepínací regenerační výměníky dvě nebo tři komory (případně více komor), které jsou propojeny soustavou potrubí a armatur. Celý proces regenerace přepínacího výměníku probíhá v cyklech a je ovládán soustavou ventilů, které střídavě mění proudění teplého a studeného proudu ložem akumulačních komor. Zatímco jeden regenerátor akumuluje teplo, druhý ho předává.

Celý proces probíhá tak, že nejprve jednou komorou regenerátoru prochází teplý proud plynu po dobu nazývanou teplá perioda. V průběhu této fáze horký plyn předává své teplo a dojde k akumulaci tepelné energie do náplně naskládané uvnitř regenerátoru. Na konci teplé periody dojde k přepnutí ventilů a tím se změní proudění plynů. Po této změně začne komorou s nahřátou náplní proudit studený proud. Náplň regenerátoru předá akumulované teplo chladnému proudu a dochází k jeho ohřevu po dobu nazývanou chladná perioda. Mezitím teplý proud proudí přes ochlazenou komoru a opět akumuluje teplo do náplně komory. Následně jsou proudy opět přepnuty a tento cyklus se stále opakuje. Schéma proudění plynů v jednotlivých cyklech přes lože akumulčních komor je zobrazeno na Obr. 1.3.



Obr. 1.3 – Cykly přepínacího regeneračního výměníku (upraveno) [1]

V případech, kdy je nutné zajistit, aby nedocházelo při reverzaci k přenesení nečistot mezi teplým a studeným proudem plynu, se využívají tříkomorové regenerátory. Dvě jejich komory jsou akumulční, stejně jako v případě dvoukomorového systému. Třetí komora slouží k zabránění přímého kontaktu obou proudů. Rozdílem oproti dvoukomorovému regenerátoru je to, že po přepnutí a změně směru znečištěný plyn neproudí hned přes ochlazenou komoru. Nejprve směřuje z nahřáté akumulční komory do třetí komory, přes kterou proudí zpátky do znečištěného proudu a mezitím dochází k proplachu ochlazené akumulční komory regenerátoru malým množstvím čistého proudu. Po krátkém proplachu dojde k přepnutí ventilů a začne další cyklus. Toto opatření brání při reverzaci proudů výfuku znečištěného vzduchu do spalínového komínu [7].

1.3 Porovnání s rekuperačními výměníky

Hlavním rozdílem oproti rekuperačním výměníkům, kde dochází k přenosu tepla přes teplosměnnou plochu je to, že dochází k částečnému mísení obou proudů v akumulačním prostoru regenerátoru při přepínání period proudění (pouze po dobu, než je předchozí proud vytlačen). V některých aplikacích (rotační klimatizační výměníky) proces umožňuje přenos nejen tepla citelného, které se projevuje změnou teplot, ale také přenos tepla latentního, které se vyskytuje ve formě vlhkosti obsažené v proudě plynu. Regenerační výměníky jsou vhodné převážně pro plyny.

Nevýhodou regeneračních výměníků je částečné mísení obou proudů, proto je jejich aplikace vhodná pouze v případech kdy kontakt tekutin a případné promísení nemá negativní vliv na provoz. Mezi další nevýhody patří proměnlivá teplota uvnitř regenerátoru během cyklu a nekonstantní výstupní teploty médií. Velké teplotní výkyvy mají nepříznivý vliv na odolnost materiálu. Konstrukce regenerátoru také musí umožňovat reverzní chod a jelikož vydrží pouze nízké tlaky, musí se tomu přizpůsobit spalovací hořák.

Výhodou je, že pro stejný objem mají mnohem větší plochu přestupu tepla než rekuperační výměníky, a díky tomu je výroba mnohem ekonomičtější ve srovnání s ekvivalentním rekuperátorem. Další výhodou oproti rekuperačním výměníkům je samočistící schopnost, která je způsobena neustálou změnou proudění. Pokud dochází k zanášení, tento jev nemá vliv na tepelnou účinnost přenosu. Nános nečistot uchycený na stěnách způsobuje pouze navýšení tlakové ztráty. Mezi další výhody patří jednodušší konstrukční a montážní provedení, nižší pořizovací náklady, možnost práce s plyny s extrémně vysokou pracovní teplotou a také dosažení vysokého přehřevu studeného proudy [6].

2 Náplňové lože regeneračních výměníků tepla

Přepínací regenerační výměníky využívají pro přenos tepla pevné akumulární lože, které může být sypané, skládané nebo monolitní. Jeho rozmístění je voleno pro dosažení co nejvyšší možné plochy pro přenos tepla. Také je důležité, aby uspořádání náplně umožňovalo plynulý průchod plynu. Při volbě materiálu, množství, tvaru a rozměrů lože je nutné zohlednit několik faktorů. Důležitá je pracovní teplota regenerátoru a případná vyhovující žáruvzdornost. Dalším požadavkem je korozní odolnost, aby nedocházelo k rozrušování materiálu lože vlivem nečistot obsažených v proudícím plynu. Také je nutné zohlednit tlakové ztráty, aby nedošlo k překročení přípustné tlakové ztráty pro danou aplikaci. Velikost komory a množství náplňového lože se odvíjí od doby cyklu. Perioda cyklu se nejčastěji pohybuje v intervalu od 10 minut do 3 hodin a je odlišná pro různé aplikace.

Regenerátory pracující při vysokých teplotách využívají jako náplň keramické materiály, které mají vysokou žáruvzdornost a korozivzdornost. Také se využívají materiály na bázi oxidu křemičitého, které mají vysokou žáruvzdornost, dobrou pevnost a mechanickou odolnost. Ve sklenářském průmyslu se používají materiály s vysokým obsahem oxidu hlinitého, který má korozní odolnost proti nečistotám obsažených ve spalínách (uhlíčitan draselný, síran sodný, vanad a oxid vápenatý). Pro snížení teploty reakce se využívají regenerační výměníky s katalytickým ložem [2].

2.1 Sypané lože

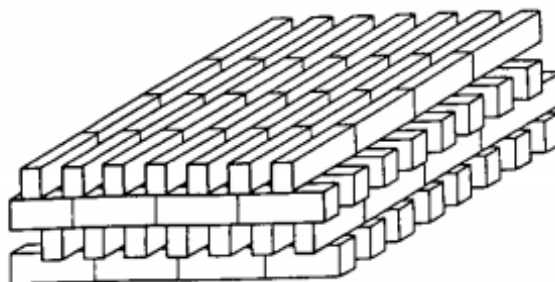
Lože je vyplněno sypanými porézními částicemi různých tvarů. Jako materiál je nejčastěji používána keramika, další materiálovou variantou je kov nebo plast. Mezi používané tvary patří kuličky, sedla a tělíska. Sypané lože je vhodným nosičem katalyzátorů, díky velkému specifickému povrchu. Nejpoužívanější tvary, mezi které patří Raschingův kroužek, Lessingův kroužek, Pallův kroužek, tělísko Interpack, Berlovo sedlo, sedlo Intalox a kulička jsou znázorněny na Obr. 2.1 [8].



Obr. 2.1 – Tělíska sypaného lože (upraveno) [8]

2.2 Skládání lože

Skládané lože se používá při vysokoteplotních aplikacích ve velkých zařízeních využívaných např. v ocelářském a sklenářském průmyslu. Materiál lože musí být uspořádan do tvaru umožňujícího volný průchod plynu. Často používaným materiálem skládaného lože jsou šestihranné keramické cihly, skládané do čtvercového komínu nebo uzavřené vazby koše (viz Obr. 2.2). Keramické cihly s kanálkovými průchody se využívají převážně u zařízení s velkou regenerační komorou. Rozměr kanálků mezi cihlami se pohybuje v rozmezí od 50 mm pro nižší teploty v chemickém průmyslu až do 200 mm pro vysokoteplotní aplikace. Další variantou je skládání částic s kruhovým nebo jiným otvorem na sebe ve vrstvách. Při skládání je nutné umístit otvory na sebe, aby uprostřed vznikl trubkovitý otvor umožňující plynulý průchod plynu [2].

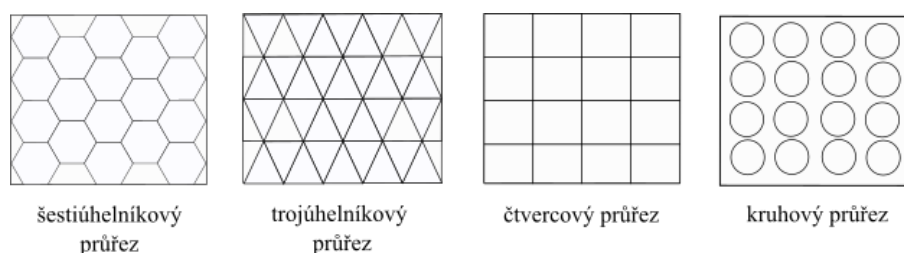


Obr. 2.2 – Uzavřená vazba koše [2]

2.3 Monolitické lože

Nacházejí využití v průmyslových aplikacích při požadavcích na velký průtok plynu a nízké tlakové ztráty. Jsou vhodným nosičem katalyzátorů v automobilovém průmyslu, při selektivní katalytické redukci NO_x nebo při destruktivním odstraňování těkavých organických látek katalytickou oxidací.

Jedná se o jednotný blok různého tvaru, nejčastěji kruhového, čtvercového, trojúhelníkového nebo šestihranného průřezu. Nejpoužívanějším materiálem pro jejich výrobu je keramika nebo kov, další variantou je zeolit nebo uhlík. Vnitřní část monolitu je tvořena řadou kanálků s různou velikostí a tvarem. Rozměry a tvar kanálků ovlivňují přenos tepla a výkon katalytické reakce. Kanálky kruhových a čtvercových průřezů dosahují lepšího hmotnostního a tepelného přenosu než trojúhelníkové. Čtvercový monolit různých průřezů kanálků je zobrazen na Obr. 2.3 [9].

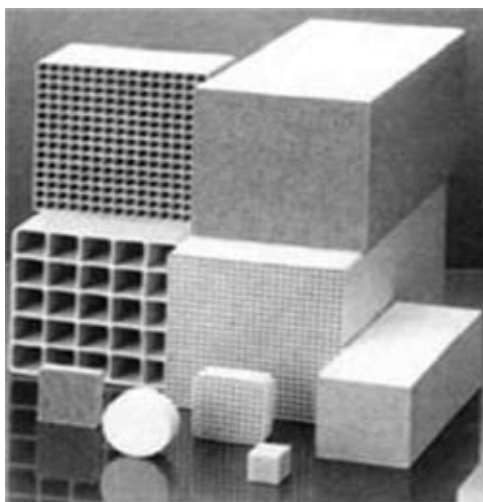


Obr. 2.3 – Průřez plochy monolitu [vlastní zdroj]

2.3.1 Keramické monolity

Monolity vyrobeny z keramických materiálů se rozdělují na voštinové (Honeycomb) zobrazené na Obr. 2.4 a keramické pěny zobrazené na Obr. 2.5.

Voštinové monolity se využívají jako monolitické lože při regeneraci. Vyrábí se extrudací nebo zvlňováním. Oproti kovovým mají lepší pórovitost a z toho důvodu na ně nanášené katalytické vrstvy lépe přilnou. Díky nízkému koeficientu tepelné roztažnosti jsou tepelně stabilní. Nevýhodou je křehkost keramických materiálů, proto může dojít při razantní změně teplot k jejich praskání. Praskání voštinových monolitů vyráběných protlačováním lze zabránit ponořením do povrchově aktivního roztoku před vypálením.



Obr. 2.4 – Keramické voštinové monolity [10]

Keramické pěny se využívají nejen pro přenos tepla, ale také jako filtry při odlévání nebo filtraci horkých plynů. Účelem filtrů je dosažení metalurgické čistoty roztaveného kovu během odlévacího procesu, aby nedocházelo k tvorbě zmetkových odlitků. Pro přenos tepla se využívají převážně v aplikacích s požadavkem na nízké tlakové ztráty. Vyrábějí se namáčením organických pěn v suspenzi. Vhodnou pěnou je např. polyuretan, který se ponořuje do keramické směsi (např. oxid hlinitý, oxid uhličitý). Následně dojde k odstranění nežádoucích složek vypálením [9], [10].



Obr. 2.5 – Keramická pěna [11]

2.3.2 Kovové monolity

Kovové monolity (Obr. 2.6) se vyrábějí zvlňováním do různých tvarů a při jejich produkci se používají obvykle materiály obsahující železo, hliník, chrom a vzácné kovy. Slitiny železa a hliníku umožňují dosažení vyšších pracovních teplot. Další kovové přísady se používají pro vyšší přilnavost nanášené katalytické vrstvy. V některých případech se na povrch nanáší celistvý povlak smaltu, který zabraňuje ztracení katalytického výkonu vlivem přidaných kovů. Oproti voštinovým monolitům mají kovové monolity lepší přenos tepla, nižší tlakové ztráty, lepší pevnost a mechanickou stabilitu [9].



Obr. 2.6 – Kovové monolity [12]

2.3.3 Zeolitové monolity

Hlinitokřemičité materiály nazývané zeolity se využívají při katalytických reakcích. Odolávají vysokým poklesům tlaku a oděru v reaktorech. Při jejich výrobě je možno postupovat dvěma způsoby. První variantou je nanesení zeolitu jako povlakové vrstvy na keramické nebo kovové monolity. Druhou variantou je využití při výrobě monolitu protlačováním. Metody jejich výroby se odvíjí od požadovaných vlastností a náročnosti výroby.

Časově méně náročné a jednodušší je povlakování. Metoda spočívá v ponoření monolitu do kašovité suspenze, která vytvoří souvislý povlak. Po vytažení následuje ofouknutí přebytečné povlakové suspenze a poté probíhá sušení monolitu. Celý proces výroby je zakončen vysokoteplotní kalcinací. Zeolitová vrstva na povrchu umožní dosažení kratší difuzní vzdálenosti reaktantů, což má za následek dosažení lepšího katalytického výkonu. Proto je zeolitový povlak mimo jiné vhodný při selektivní katalytické redukci. Další možné využití v souvislosti s ochranou životního prostředí nachází zeolitové povlaky při adsorpci. Využívají se k čištění odpadních plynů z průmyslových procesů.

Monolity vyráběné protlačováním vykazují větší odolnost proti oděru. Celý proces probíhá tak, že je zeolitový prášek smíchán s vodou a pojivem organického, či anorganického původu. Následně dochází k protlačování materiálu přes formu. Poté je

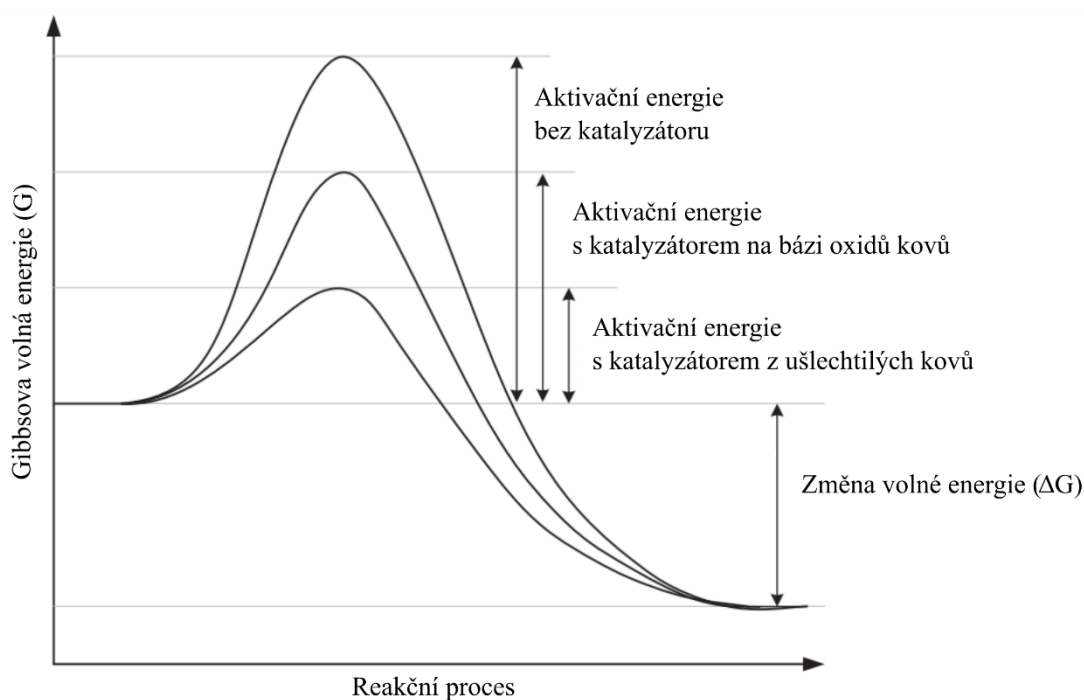
monolit vysušen a vypálen. Využívají se při adsorbčních procesech využívajících kolísání tlaku [9].

2.3.4 Uhlíkové monolity

Uhlíkové materiály, mezi které patří aktivní uhlí a uhlíková nanovlákná nacházejí uplatnění při adsorpci plynů nebo při heterogenní katalýze. Vyznačují se velkou povrchovou plochou a stálostí v kyselém i zásaditém prostředí. Při aplikaci uhlíkových materiálů na sypané, či skládané lože však může docházet k velkým tlakovým ztrátám, proto se jeví monolit jako vhodný nosič. Na základě studií bylo zjištěno, že nejvhodnějším zdrojem uhlíkových vláken nanášených na monolity je zahřívání methanu. Další testovanou alternativou je ethylen v kombinaci s vodíkem, při jeho aplikaci však dochází k narušení monolitické struktury. Stejně jako zeolitové monolity se vyrábějí povlakováním kovových a keramických monolitů nebo protlačováním [9].

2.4 Katalytické lože

Náplně s katalytickou vrstvou, která se nanáší na sypané nebo monolitické lože, se využívají pro snížení aktivační energie při oxidaci těkavých organických látek. Díky snížení spalovací teploty mají významnou roli pro efektivní a energeticky úsporný proces. Při reakci dochází k přeměně organických látek na vodu a oxid uhličitý. Reakce probíhá za přítomnosti kyslíku. Jako katalytický materiál se využívají ušlechtilé kovy nebo oxidy kovů. Porovnání aktivační energie chemické reakce bez katalyzátoru a s katalyzátorem je znázorněno na Obr. 2.7 [13].



Obr. 2.7 – Aktivační energie při oxidaci VOC (upraveno) [13]

Nejčastěji používané katalyzátory z kategorie ušlechtilých kovů jsou Pt, Pd, Ru, Rh, Ag a Au, přičemž na nosiče mohou být aplikovány pomocí impregnace nebo srážením na povrchu. Hlavní faktory, které ovlivňují katalytické schopnosti materiálu, jsou plnění a rozptýl. Určitý rozsah množství ušlechtilého kovu na povrchu nosiče pozitivně koreluje s katalytickými vlastnostmi. Při překročení této škály však dochází ke snížení účinků, či v některých případech dochází až k pasivnímu efektu (zpomalení reakce). Katalyzátory z ušlechtilých kovů se využívají k čištění spalín ve výfukových systémech automobilů nebo k selektivní katalytické redukci. Jejich hlavní výhodou je nižší aktivační energie než u oxidů kovů, proto je možné odstraňování těkavých organických látek při nižších teplotách. To vede k nižší pracovní teplotě, díky které jsou sníženy náklady na provoz. Nevýhodou jsou vyšší pořizovací náklady ušlechtilých kovů.

Cenově přijatelnější variantou náplní s katalytickou vrstvou jsou oxidy kovů. Při katalýze se využívají převážně oxidy, které se nacházejí v rozmezí od III.B skupiny do II.B skupiny v periodické tabulce prvků. Mezi nepoužívanější katalyzátory oxidů kovů patří Ti, Cu, Mn, Al, Ce, Co a Fe. Na základě experimentálních měření bylo zjištěno, že směsné oxidy kovů disponují ve většině případů větší aktivační energií než jednotlivé oxidy. Směsné oxidy vykazují větší povrchovou plochu, proto poskytují větší rozhraní pro uskutečnění katalytické reakce.

Pro dosažení rovnovážného poměru mezi náklady a výkonem se využívají nekovové oxidy, zeolity, uhlíkové materiály nebo kombinované katalyzátory. Kombinované katalyzátory využívají aplikaci ušlechtilých kovů na povrch oxidů kovů. Tato kombinace umožňuje dosažení relativně velké povrchové plochy s katalytickou aktivitou na úrovni ušlechtilých kovů [13].

3 Využití regeneračních výměníků tepla

Regenerační výměníky se využívají pro celou řadu technologických aplikací v různých průmyslových odvětvích. Nacházejí uplatnění jako ohřívače vzduchu např. při výrobě surového železa, při odstraňování emisí těkavých organických látek (VOC) z odpadních plynů, v regeneračním předehřevu hořáků využívaných v ocelářském a chemickém průmyslu atd.

3.1 Přenos tepla

Regenerační výměníky se nejčastěji používají pro využití zbytkového energetického potenciálu spalin. Aby zbytkové teplo spalin nebylo bez užitku vypouštěno do ovzduší, umístí se před spalinový komín regenerační výměník, který akumuluje teplo a následně ho předá proudu spalovacího vzduchu vstupujícího do procesu. Předehřevem spalovacího vzduchu dojde ke snížení teplotního rozdílu mezi teplotou uvnitř spalovací komory a teplotou přírodního vzduchu, což vede ke zvýšení účinnosti procesu.

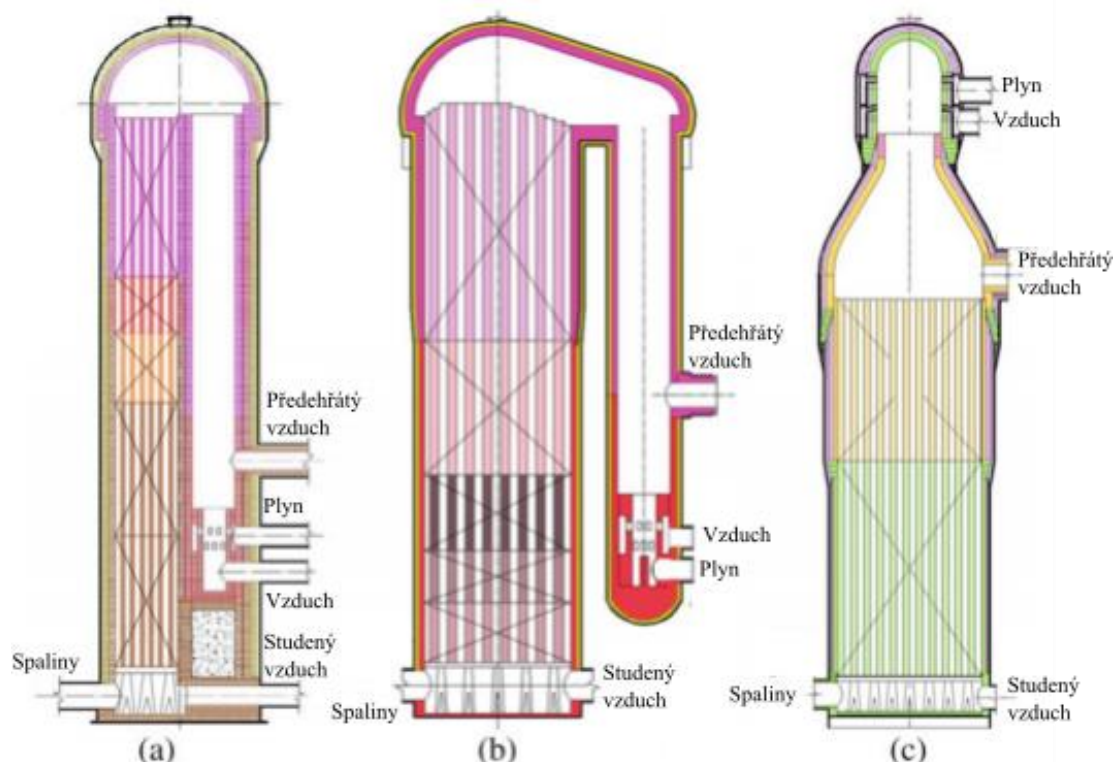
Teplo se šíří obdobně jako každá jiná energie z místa vyššího potenciálu k nižšímu. Potenciálem tepelné energie je teplota. Přenos tepla tedy probíhá z místa s vyšší teplotou do místa s teplotou nižší.

Šíření tepla v regeneračních výměnících probíhá vedením (kondukcí), prouděním (konvekcí) a sáláním (radiací).

3.2 Ohřívače vysokopecního vzduchu

Nedílnou součástí procesu výroby surového železa ve vysokých pecích je předehřev dmýchaného vzduchu v soustavě regenerátorů. Tyto regenerační výměníky jsou nazývány ohřívače vzduchu nebo také ohřívače větru. Náplňové regenerační lože se nazývá mřížoví a tvoří ji skládané žáruvzdorné cihly různých tvarů. Nejčastěji používaným tvarem je šestihranná cihla s kruhovými otvory nazývaná Freyn. Jako ohřevné médium slouží spaliny vzniklé spalováním plynu vzniklého v technologickém procesu výroby surového železa.

Jedná se o stavby kruhového tvaru vysoké 30 až 40 m ve třech základních provedeních, které se liší umístěním spalovací šachty. Každá vysoká pec je osazena 3 nebo 4 regenerátory. Mezi základní provedení patří zařízení s vestavěnou spalovací šachtou (viz Obr. 3.1 a), s oddělenou spalovací šachtou (viz Obr. 3.1 b) a bez spalovací šachty (viz obr. Obr. 3.1 c) [14].



Obr. 3.1 – Rozdělení ohřivačů větru (upraveno) [14]

3.2.1 Vestavěná spalovací šachta

Zařízení s vestavěnou šachtou (Cowperův ohřivač) patří mezi nejrozšířenější a zároveň mezi první typ konstrukčního provedení. Spalovací šachta zaujímá část průřezu regenerátoru. Spaliny vystupují obezděnou spalovací šachtou do kopule, kde se otáčejí a prostupují regenerativní náplní (mřížovím) směrem dolů. Mřížoví tvoří větší část průřezu regenerátoru. Spaliny opouštějí regenerátor v jeho spodní části. Následně ze spodní části proudí studený vzduch, který je ohříván akumulovaným teplem při průchodu mřížovím.

Konstrukční provedení je však limitováno maximální teplotou předehřívání vzduchu, v rozmezí od 900 do 1100 °C. Vyšší teploty mají negativní vliv na životnost zařízení, protože vlivem velkých rozdílů teplot mezi regenerační náplní a spalovací šachtou dochází k praskání vyzdívky. Aby bylo možné zvýšit pracovní teplotu, začaly vznikat nové typové provedení.

3.2.2 Oddělená spalovací šachta

Spalovací šachta tvoří oddělenou část, prostorově nezávislou na vlastním regenerátoru. Zařízení s oddělenou spalovací šachtou umožňuje zvýšení životnosti spalovací komory a zvýšení objemu a povrchu náplňového lože. Nevýhodou oproti zařízení s vestavěnou spalovací šachtou je růst pořizovacích nákladů o 30 % a zvýšená spotřeba topného plynu

způsobena vyššími tepelnými ztrátami. Umístění spalovací šachty odděleně umožňuje dosažení teploty až 1600 °C.

3.2.3 Bez spalovací šachty

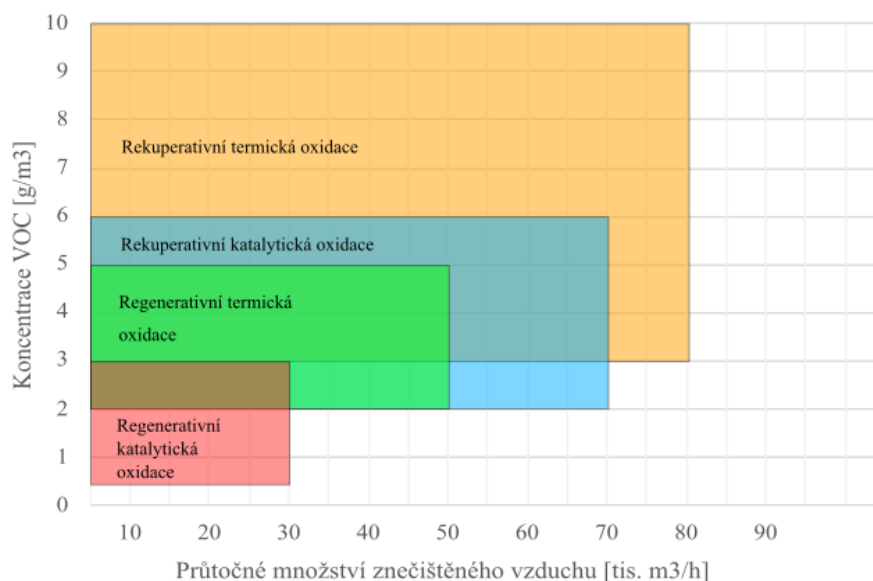
Zařízení bez spalovací šachty (typ Kalugin) má spalovací komoru umístěnou v kopulovité vrchní části. Díky absenci spalovací šachty a umístění hořáku v horní části je zařízení menší a konstrukce jednodušší. Ohříváný vzduch a spaliny proudí v přímém směru, proto nedochází k velkým teplotním rozdílům ve vyzdívce, což má pozitivní dopad na životnost. Toto provedení je efektivní, úsporné a umožňuje dosažení pracovních teplot až 1400 °C [14], [15].

3.3 Regenerační výměníky pro odstraňování VOC

Mezi těkavé organické látky (VOC) patří organické sloučeniny nebo jejich směsi, s výjimkou methanu, které mají za určitých podmínek odpovídající těkavost (např. ethan, propan, butan, benzen, toluen). Při teplotě 20 °C dosahují tlaku par 0,01 kPa a více. Přítomnost organických látek v atmosféře značně přispívá při vzniku přízemního ozonu a podílí se na kvalitě a množství znečištění ovzduší. V závislosti na odlišných reakčních schopnostech jednotlivých těkavých látek nebyl doposud stanoven imisní limit, který by určoval nejvyšší přípustnou hmotnostní koncentraci v ovzduší. Největší zastoupení emisí VOC v České republice za rok 2018 mělo lokální vytápění domácností (42,9 %) a aplikace organických rozpouštědel (29,3 %). Mezi další odvětví podílející se na emisích těkavých organických látek patří doprava a chov hospodářských zvířat [16].

V průmyslových aplikacích, zejména v lakovnách a procesech využívajících organická rozpouštědla je nutné využívat technologie k odstranění těkavých organických látek z odpadních plynů, aby nedocházelo k nadměrnému znečišťování ovzduší. Mezi nejčastěji používané technologie zabývající se odstraňováním těkavých organických látek ze spalinových plynů patří termická a katalytická oxidace, adsorpce a absorpce, kondenzace a biofiltrace. Výběr metody se odvíjí od koncentrace organických látek, složení, objemu a teploty. Nejefektivnější a nejspolehlivější metodou je nízkoteplotní katalytická oxidace.

Mezi technologie využívající spojení regenerace a odstraňování VOC patří regenerativní termická oxidace (RTO) a regenerativní katalytická oxidace (RCO). Termické a katalytické spalování se využívá i v provedení, kdy je místo regeneračního výměníku používán tepelný výměník rekuperační. Rekuperační výměníky však vykazují nižší účinnost zpětného získávání tepla (50–75 %) než regenerační, které dosahují účinnosti 90–96 %. Vhodnost jednotlivých metod v závislosti na koncentraci VOC a průtočném množství znečištěného vzduchu je znázorněna na Obr. 3.2 [17].



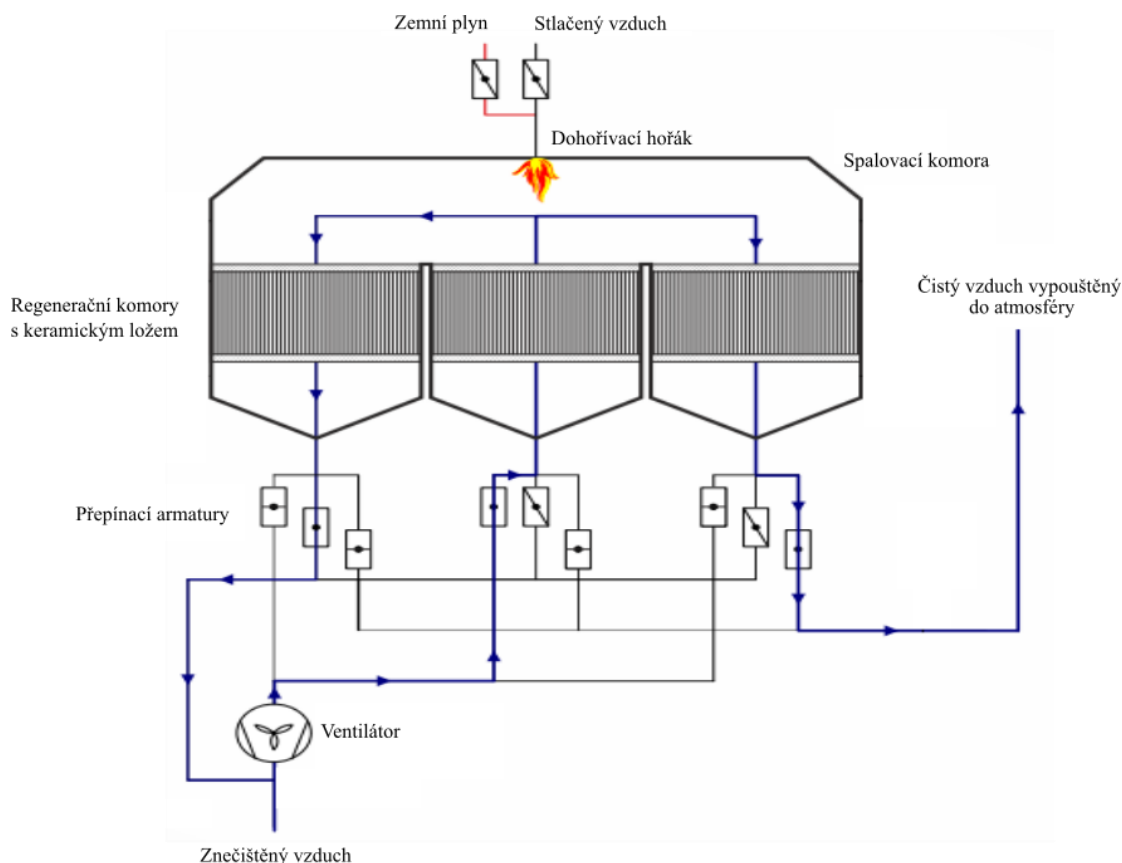
Obr. 3.2 - Termická a katalytická oxidace (upraveno) [18]

3.3.1 Regenerativní termická oxidace

Regenerativní termická oxidace je vhodná pro čištění plynů s obsahem VOC 2–5 g/m³. Objemový průtok znečištěného plynu se pohybuje v rozsahu jednotek až desítek tisíc m³/h. Využívá se v automobilním průmyslu, v lakovnách a při povrchových úpravách, v chemickém průmyslu a také v tiskárnách.

Při termickém spalování dochází k odstraňování těkavých organických látek pomocí oxidace za vysokých teplot. Jedná se o exotermickou reakci, při které dochází ke vzniku CO₂ a H₂O za uvolnění energie. Spalovací jednotka pracuje při teplotě od 750 do 850 °C. Vysoké pracovní teploty umožňují dokonalé spálení těkavých organických látek, které jsou obsaženy ve znečištěném plynu. Technologie dosahuje účinnosti odstranění VOC až 99 %. Termické spalovací jednotky využívají regenerační výměníky s nekatalytickou náplní pro akumulaci tepla, které dosahují účinnosti zpětného získávání tepla až 96 %. Jako výplňový materiál, který akumuluje a následně předává teplo se nejčastěji používá keramika.

Technologie využívá přepínací regenerační reaktor, který tvoří obvykle tři přepínací akumulární komory. Nad komorami je ve vrchní části reaktoru umístěna spalovací komora. Celý systém je tvořen potrubním vedením se spalinovým ventilátorem a soustavou přepínacích ventilů. Procesní schéma přepínacího tříkomorového termického reaktoru z prospektu firmy ELVAC je zobrazeno na Obr. 3.3 [13], [19].



Obr. 3.3 – Procesní schéma regenerativní termické oxidace (upraveno) [19]

Během procesu dochází v jedné komoře k akumulaci tepla do náplňového lože, ve druhé k předávání akumulovaného tepla znečištěnému plynu a ve třetí komoře dochází k proplachu čistým vzduchem. Třetí komora se využívá k zamezení kontaminace čistého plynu vypouštěného do atmosféry při přepnutí cyklu. Spalovací komora umístěná ve vrchní části jednotky je dohřívána přídavným palivem (např. plynovým hořákem). Přídavné palivo se využívá při nájedzu technologie a na dohřívání plynu na pracovní teplotu (při nízkém obsahu těkavých organických látek). Při vyšší koncentraci VOC je termický reaktor schopen fungovat bez přídavného paliva ve spalovací komoře.

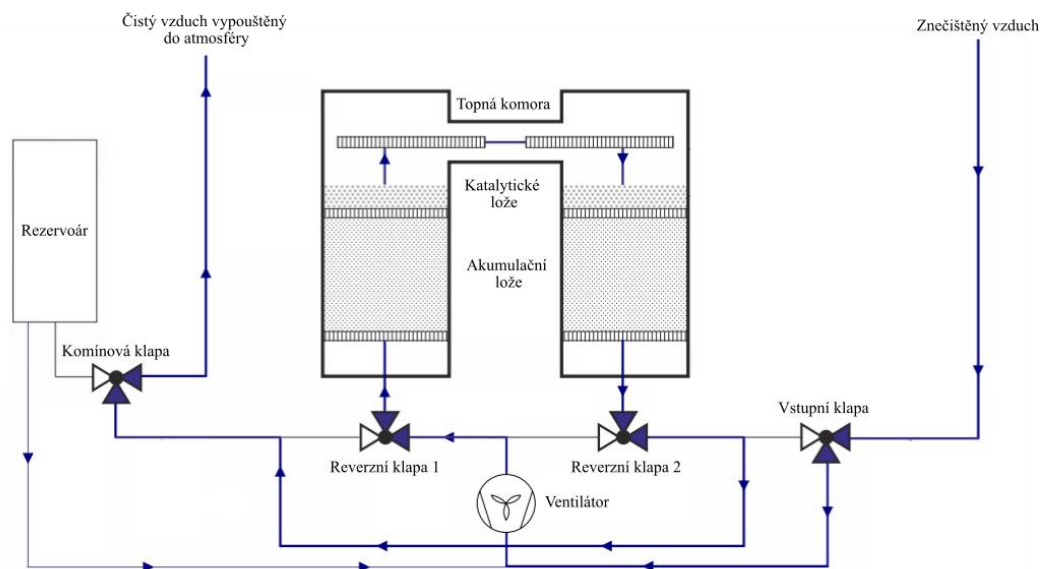
3.3.2 Regenerativní katalytická oxidace

Regenerativní katalytická oxidace se využívá při čištění plynů s obsahem VOC 0,3–3 g/m³. Objemový průtok znečištěného plynu se pohybuje v rozsahu jednotek až desítek tisíc m³/h. Uplatnění nachází obdobně jako termický reaktor ve farmaceutickém, chemickém, automobilním a lakýrnickém průmyslu.

Technologie katalytické oxidace funguje obdobným způsobem, jako při termickém spalování. Hlavním rozdílem je využívání nižších pracovních teplot. Možnosti snížení pracovních teplot je docíleno katalytickou náplní uvnitř reaktoru, která snižuje aktivační energii reakce. Účinnost odstraňování těkavých látek převyšuje 99 %. Pracovní teploty katalytických jednotek se pohybují v rozmezí od 250 do 550 °C. Regenerátory s katalytickou náplní jsou určeny pro odpadní plyny s menší mírou znečištění a jsou

limitovány schopností adsorpce katalytické náplně. Při vysoké koncentraci VOC může dojít k přehřátí a následnému znehodnocení katalytické vrstvy akumulací výplně.

Procesní zařízení na odstraňování těkavých organických látek tvoří dva reaktory, rezervoár, potrubní systém využívající reverzní armatury a spalínový ventilátor. Procesní schéma regeneračního katalytického reaktoru z prospektu firmy ELVAC je zobrazeno na Obr. 3.4 [13], [20].



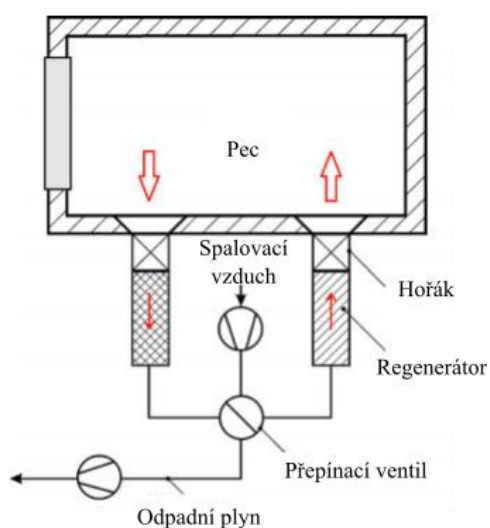
Obr. 3.4 – Procesní schéma regenerativní katalytické oxidace (upraveno) [20]

Komora reaktoru je tvořena ze tří částí. První částí je akumulací lože obdobné jako u termického spalování, které slouží pro akumulaci a předávání tepla z čistého proudu vzduchu do proudu znečištěného (pro zajištění jeho předehřevu). Druhou částí je lože s katalytickou vrstvou, která urychluje chemickou reakci a napomáhá k odstraňování VOC při nižších teplotách. Lože je tvořeno materiálem s porézní vrstvou a velkým specifickým povrchem. Katalytické lože je nutné pravidelně měnit, protože dochází k zanášení porézní vrstvy vlivem prachových částic a látek snižujících účinnost katalyzátorů (katalytické jedy). Tento jev má negativní vliv na účinnost jednotky. Interval výměny katalyzátoru se pohybuje v rozmezí od dvou do pěti let. Třetí částí reaktoru je topná komora, která propojuje oba reaktory. K jejímu výhřevu se používají elektrické topné zařízení nebo plynové hořáky. V topné komoře dochází ke katalytické oxidaci těkavých látek a uvolnění reakčního tepla. Celý proces funguje na principu střídavého přepínání proudění přes reakční komory. Během první periody dochází v jednom reaktoru k nahřívání akumulací lože teplým proudem čistého vzduchu, zatímco v druhém reaktoru dochází k předávání tepla chladnějšímu proudem znečištěného vzduchu, který je předehříván na teplotu katalytické reakce před vstupem do topné komory. Aby nedocházelo ke znečištění čistého vzduchu proudícího do spalínového komínu a následně vypouštěného do atmosféry se využívá při změně cyklu rezervoár, který slouží k vyrovnání koncentrace VOC. Součástí potrubního systému jsou 4 reverzní klapky, které umožňují plynulou změnu směru proudění.

3.4 Regenerační hořáky

Regenerační hořáky jsou součástí decentralizovaného systému. Každý hořák má svůj regenerační výměník. Oproti centralizovanému systému nedochází k tepelným ztrátám způsobených dopravou média do výměníku společného pro všechny hořáky. Díky tomu jsou sníženy náklady na horkovzdušné potrubí a jeho izolaci. Jsou schopny předehřát spalovací vzduch na teploty od 400 do 1000 °C. Z pohledu na úsporu tepelné energie vykazují regenerační hořáky v porovnání s centralizovaným systémem značnou úsporu paliva v rozsahu od 25 do 30 %.

Princip regeneračního hořáku spočívá v soustavě armatur a dvou hořáků s akumulacním ložem, které jsou střídavě přepínány. Zatímco je jedno lože nahříváno spaliny, druhé předehřívá spalovací vzduch. Schéma regeneračních hořáků je zobrazeno na Obr. 3.5.



Obr. 3.5 – Regenerační hořáky (upraveno) [21]

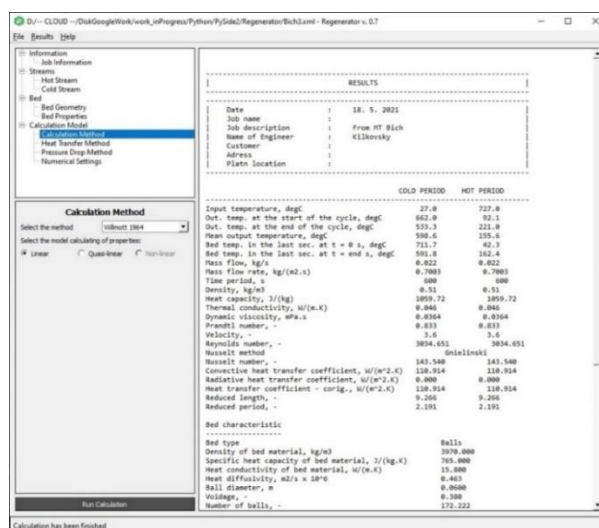
Další variantou provedení regeneračního hořáku je kombinace přepínacího regenerátoru se sálavými trubkami. Trubkami střídavě proudí spaliny a vzduch. K akumulaci a předávání tepla dochází ve stěnách trubky. Regenerační hořák s označením Regemat 350 od výrobce Rekumat, který se využívá v chemickém či ocelářském průmyslu je zobrazen na Obr. 3.6 [21].



Obr. 3.6 – Regenerační hořák REGEMAT 350 [22]

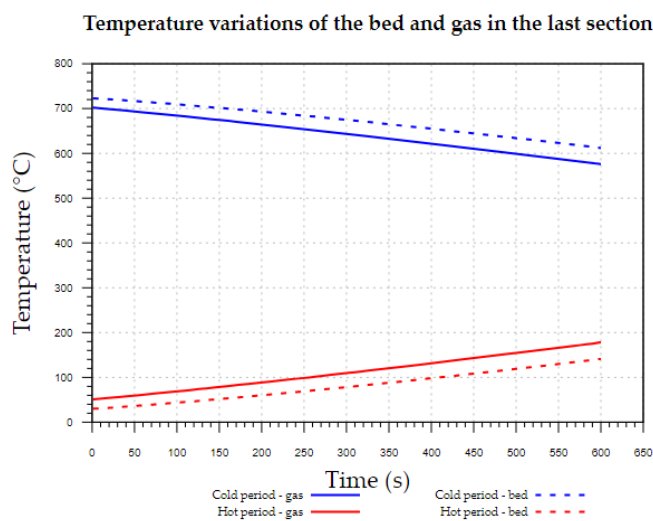
4 Výpočtový model regeneračního výměníku tepla

Výpočtový matematický model slouží jako výpočetní nástroj při návrhu přepínacího regeneračního výměníku tepla. Prostředí výpočtového programu je zobrazeno na Obr. 4.1. Program je vhodný pro výpočet zařízení s regeneračním ložem, s katalytickým ložem nebo pro výpočet integrované zařízení s regeneračním i katalytickým ložem. Diplomová práce se v následující části zabývá podporou výpočtu regeneračního lože, který vychází z Willmottovy iterační metody.



Obr. 4.1 – Prostředí výpočtového programu [vlastní zdroj]

Jedním z hlavních rozdílů regeneračních výměníků tepla oproti rekuperačním výměníkům tepla je průběh výstupních teplot proudů v čase. U rekuperačních výměníků jsou výstupní teploty (teoreticky) konstantní. Naproti tomu u regeneračních výměníků tepla se výstupní teploty proudů mění v čase. Průběh teplot náplňového lože a procesních proudů v čase pro teplou a studenou periodu, který je stanovený výpočtovým programem, je zobrazen na Obr. 4.2.



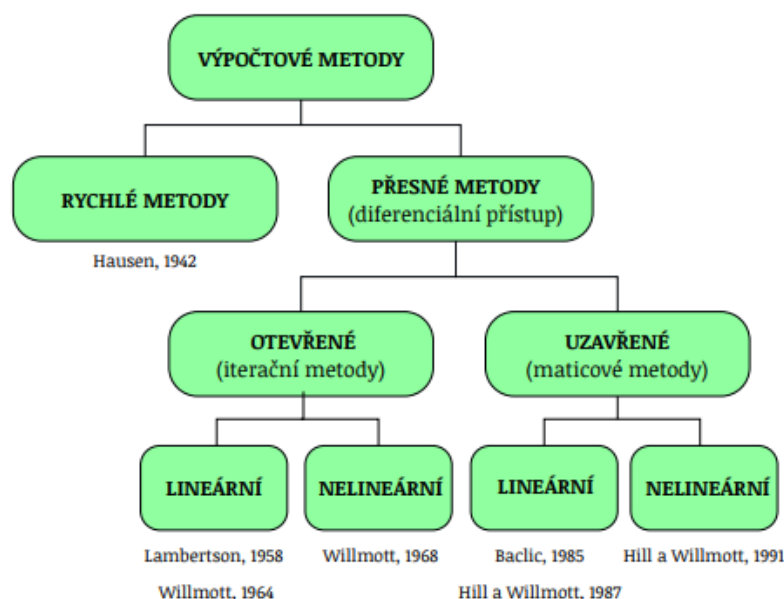
Obr. 4.2 – Průběh teplot [vlastní zdroj]

Červená barva znázorňuje teplou periodu a modrá barva znázorňuje studenou periodu, přičemž přerušovaná čára udává průběh teplot v poslední sekci náplňového lože a plná čára udává průběh výstupních teplot procesních proudů.

4.1 Přehled výpočtových metod

Pro výpočet lze použít různé metody, jejich přehled je znázorněn na Obr. 4.3. Ve schématu je zároveň uvedeno několik autorů jednotlivých metod. Základní dělení je na metody rychlé (zjednodušené) a přesné. Jejich rozdílem je, že přesné metody využívají diferenciální přístup, zatímco rychlé metody jsou jednoduché, vhodné pro ruční výpočty „na papíře“ a slouží pouze k stanovení orientačního výsledku. Autorem nejstarší a nejpoužívanější metody označované jako rychlá je H. Hausen [23].

Přesné výpočtové metody se rozdělují na dvě skupiny: otevřené a uzavřené metody. Ty se dále dělí na lineární a nelineární. Otevřené metody využívají iterační výpočet a uzavřené metody využívají maticový výpočet. Tato diplomová práce se zabývá ověřením částí matematického modelu, který využívá pro výpočet přepínacího výměníku tepla přesnou otevřenou metodu s diferenciálním přístupem řešenou numerickým iteračním výpočtem. Autorem použité otevřené metody je J. A. Willmott [24].



Obr. 4.3 – Výpočtové metody [vlastní zdroj]

Pro přesné výpočty matematického modelu je potřeba disponovat vhodnými výpočtovými vztahy pro výpočet tlakových ztrát a přestupů tepla. Protože výpočetních metod je mnoho, zejména v případě výpočtu tlakových ztrát, a ne všechny dosahují dostatečně přesných výsledků, je potřeba provést srovnání a vyhodnocení jednotlivých výpočetních metod s hodnotami naměřenými na experimentálním poloprovozním zařízení.

4.2 Otevřená Willmottova metoda

Na základě rešerše dostupných metod byla pro matematický model zvolena jako nejvhodnější otevřená Willmottova metoda. Otevřená Willmottova metoda má dva modely starší lineární z roku 1964 a pozdější nelineární z roku 1968. Současný model využívá k řešení diferenciálních rovnic lineární i nelineární iterační metodu. Praktická část této práce se zabývá experimentální podporou vývoje tohoto matematického modelu.

Při výpočtu je regenerátor rozdělen na určitý počet pomyslných částí, ve kterých jsou postupně prováděny v několika časových intervalech výpočty teplot. Iterační výpočet je prováděn pro horké i chladné cykly, do té doby, než dojde k ustálení teplot v po sobě jdoucích cyklech.

Willmottova metoda využívá numerického řešení diferenciálních rovnic pomocí lichoběžníkové metody. Diferenciální rovnice pro výpočet teploty mají tvar 4.1 pro plyn (index g)

$$t_{g,r+1,s} = t_{g,r,s} + \frac{\Delta\xi}{2} \left\{ \left(\frac{\partial t}{\partial \xi} \right)_{r+1,s} + \left(\frac{\partial t}{\partial \xi} \right)_{r,s} \right\} \quad (4.1)$$

a 4.2. pro náplňové lože (index b).

$$T_{b,r,s+1} = T_{b,r,s} + \frac{\Delta\eta}{2} \left\{ \left(\frac{\partial T}{\partial \eta} \right)_{r+1,s} + \left(\frac{\partial T}{\partial \eta} \right)_{r,s} \right\} \quad (4.2)$$

kde index r označuje vzdálenost a index s označuje čas. Lineární i nelineární metoda vychází z těchto vztahů. Rozdílem je větší množství koeficientů zohledňujících v případě nelineární metody závislost termofyzikálních vlastností na teplotě a čase.

Lineární

V lineární metodě matematický model vychází z předpokladu, že jsou termofyzikální vlastnosti, jako je součinitel přestupu tepla a měrné teplo, v jakémkoliv bodě a čase konstantní. Jejich hodnoty jsou stanoveny na základě vstupní referenční teploty. Tento přístup může mít negativní dopad na přesnost výpočtu. A to zejména v případech, kdy je velký rozdíl v teplotách. Výhodou tohoto modelu je rychlost výpočtu.

Přesnější variantou lineárního modelu je quasi-lineární model, který pro výpočet využívá dvě referenční teploty. Tyto hodnoty jsou odlišné pro teplé a chladné médium a zároveň jsou na konci každého cyklu přepočítány. Pro tyto teploty jsou pak přepočítány i vlastnosti látek [25].

Nelineární

V reálném případě jsou termofyzikální vlastnosti v každém bodě a čase proměnné v závislosti na teplotě. Nelineární model zohledňuje tuto skutečnost a přepočítává změnu vlastností v každém místě a čase. Tento přístup je mnohem přesnější a více odpovídá realitě, ale jeho výpočet je velmi časově náročný [26].

4.3 Obecné výpočtové vztahy

V regeneračním výměníku dochází k průchodu plynu kanálem, tento pohyb je jednosměrný a nazýváme ho proudění. Dělí se na laminární a turbulentní. Pro výpočet regeneračního výměníku je důležité znát charakter proudění. Pro stanovení charakteru proudění je důležitá bezrozměrná veličina nazývaná Reynoldsovo číslo, která zohledňuje odpor proudění způsobený vlivem vnitřního tření. Reynoldsovo číslo vyjadřuje poměr setrvačných a třecích sil. Jeho hodnotu lze vyčíslit pomocí obecné rovnice 4.3.

$$Re = \frac{v \cdot D_h \cdot \rho}{\eta} \quad (4.3)$$

Re	[–]	Reynoldsovo číslo
v	[m/s]	Rychlost proudění ve volném průřezu
D_h	[m]	Hydraulický průměr
ρ	[kg/m ³]	Hustota plynu
η	[Pa·s]	Dynamická viskozita

Hydraulický průměr vyjadřuje ekvivalentní náhradu průměru pro průřez s nekuhovou geometrií. Výpočet vychází z rovnice 4.4.

$$D_h = \frac{4 \cdot S}{O} \quad (4.4)$$

S	[m ²]	Průtočný průřez
O	[m]	Smáčený obvod

Rychlost proudění média ve volném kanále se vypočítá z objemového průtoku a průřezu podle rovnice 4.5.

$$v = \frac{\dot{V}}{S} \quad (4.5)$$

\dot{V}	[m ³ /h]	Objemový průtok
-----------	---------------------	-----------------

Pro určení, zda se jedná o laminární nebo turbulentní proudění je důležitá kritická hodnota Reynoldsova čísla, která v uzavřených profilech odpovídá hodnotě $Re_{krit} \sim 2300$. V případě, že je Reynoldsovo číslo nižší než Re_{krit} , jedná se o laminární proudění, u kterého není vliv vnitřního tření tak významný. V případě, že je Reynoldsovo číslo vyšší, jedná se o turbulentní proudění, u kterého je nutné vnitřní tření zohlednit.

Předchozí výpočtové vztahy se pro výpočet náplňového lože regeneračního výměníku modifikují pomocí sféricity a mezerovitosti. Pro stanovení rychlosti v sypaném loži je potřeba podělit rychlost v prázdném kanále mezerovitostí.

4.3.1 Sféricita

Sféricita udává míru podobnosti tvaru částice s dokonale kulatým tvarem. Tuto veličinu definoval H. Wadell v roce 1935 [27]. Je nezbytná při výpočtech sypaného lože s nekulovým tvarem. Výpočtový vztah je popsán jako poměr plochy koule k ploše počítané částice. Plocha koule vychází ze stejného objemu jako počítaná částice. Výpočet je popsán rovnicí 4.6. Nejvyšší hodnota sféricity je jedna, tato hodnota odpovídá kulové částici.

$$\psi = \frac{S_k}{S_p} = \frac{\sqrt[3]{36 \cdot V_p^2 \cdot \pi}}{S_p} \quad (4.6)$$

ψ	[-]	Sféricita
S_k	[m ²]	Plocha kulové částice stejného objemu
S_p	[m ²]	Plocha částice

4.3.2 Mezerovitost

Důležitou vlastností u sypaného lože je mezerovitost. Ta udává poměr objemu mezer mezi jednotlivými částicemi k celkovému objemu lože. Objem tvořený mezerami lze snadno stanovit rozdílem objemu lože a objemu tvořeného částicemi. Obecně platí pro výpočet mezerovitosti vrstvy ε výpočtový vztah 4.7.

$$\varepsilon = \frac{V_f}{V_B} = \frac{V_B - V_P}{V_B} \quad (4.7)$$

ε	[-]	Mezerovitost
V_f	[m ³]	Objem obsazený kapalinou
V_B	[m ³]	Objem naplněného lože
V_P	[m ³]	Objem částic v loži

Mezerovitost kulových částic lze stanovit metodou autorů R.P. Zou a A.B. Yu [28]. Tato metoda vznikla v roce 1994 a pro výpočet sypaného lože používá tři vztahy pro volné uspořádání a tři vztahy pro husté uspořádání. Při volném uspořádání je náplňové lože pouze nasypáno do průtokového prostoru. V případě hustého uspořádání je sypané lože několik minut utřepáváno. Vhodnost výpočtového vztahu je volena dle poměru d_p/D_t (ekvivalentní průměr částice/ekvivalentní průměr kanálu). Výpočtové vztahy a rozsah vhodnosti použití jsou znázorněny pro volné uspořádání v Tab. 4.1 (rovnice 4.8, 4.9 a 4.10) a pro husté uspořádání v Tab. 4.2 (rovnice 4.11, 4.12, 4.13) [29].

Tab. 4.1 – Výpočtové vztahy mezerovitosti pro volné uspořádání kulových částic dle Zou a Yu

Vztah	Rozsah použití
$\varepsilon = 0,4 + 0,001 \cdot \left(e^{\frac{10,686}{D_t} \frac{d_p}{d_t}} - 1 \right)$ (4.8)	$\left(\frac{d_p}{D_t} \right) \leq 0,256$
$\varepsilon = 0,846 - 1,898 \cdot \frac{d_p}{D_t} + 2,725 \cdot \left(\frac{d_p}{D_t} \right)^2$ (4.9)	$0,256 < \left(\frac{d_p}{D_t} \right) \leq 0,538$
$\varepsilon = 1 - \frac{2}{3} \cdot \frac{\left(\frac{d_p}{D_t} \right)^3}{\sqrt{2 \left(\frac{d_p}{D_t} \right)^2 - 1}}$ (4.10)	$0,538 < \left(\frac{d_p}{D_t} \right)$

Tab. 4.2 – Výpočtové vztahy mezerovitosti pro husté uspořádání kulových částic dle Zou a Yu

Vztah	Rozsah použití
$\varepsilon = 0,372 + 0,002 \cdot \left(e^{\frac{15,306}{D_t} \frac{d_p}{d_t}} - 1 \right)$ (4.11)	$\left(\frac{d_p}{D_t} \right) \leq 0,253$
$\varepsilon = 0,681 - 1,363 \cdot \frac{d_p}{D_t} + 2,241 \cdot \left(\frac{d_p}{D_t} \right)^2$ (4.12)	$0,253 < \left(\frac{d_p}{D_t} \right) \leq 0,530$
$\varepsilon = 1 - \frac{2}{3} \cdot \frac{\left(\frac{d_p}{D_t} \right)^3}{\sqrt{2 \left(\frac{d_p}{D_t} \right)^2 - 1}}$ (4.13)	$0,530 < \left(\frac{d_p}{D_t} \right)$

D_t [m] Ekvivalentní průměr kanálu

d_p [m] Ekvivalentní průměr částice

Další variantou výpočtu mezerovitosti je novější metoda dle F. **Benyahia** [30] odvozená v roce 2005. Tato metoda má několik tvarů rovnice pro výpočet mezerovitosti částic různých tvarů. Proto je možno tuto metodu použít pro výpočet kulových i nekulových tvarů. Pro obecnou částici platí souhrnný vztah viz rovnice 4.14.

$$\varepsilon = \left(0,1504 + \frac{0,2024}{\psi} \right) + \frac{1,0814}{\left(\frac{D_t}{d_p} + 0,1226 \right)^2} \quad (4.14)$$

Tato rovnice je použitelná pro poměr průměrů v rozsahu $1,5 < D_t/d_p < 50$ a pro sféricitu v rozsahu $0,42 < \psi < 1$.

Základní tvary sypaného lože, mezi které patří koule, válec, dutý válec a čtyřtvorový válec, mají své vztahy dle **Benyahia** [30]. Přehled výpočtových vztahů pro základní tvary a rozsah jejich použití je zobrazen v Tab. 4.3 (rovnice 4.15, 4.16, 4.17, 4.18).

Tab. 4.3 – Výpočtové vztahy mezerovitosti dle Benyahia

Tvar	Vztah	Rozsah použití
Kulový	$\varepsilon = 0,390 + \frac{1,740}{\left(\frac{D_t}{d_p} + 1,140\right)^2}$ (4.15)	$1,5 \leq \frac{D_t}{d_p} \leq 50$
Válcový	$\varepsilon = 0,373 + \frac{1,703}{\left(\frac{D_t}{d_p} + 0,611\right)^2}$ (4.16)	$1,7 \leq \frac{D_t}{d_p} \leq 26,3$
Dutý válcový	$\varepsilon = 0,465 + \frac{2,030}{\left(\frac{D_t}{d_p} + 1,033\right)^2}$ (4.17)	$1,9 \leq \frac{D_t}{d_p} \leq 14,5$
Čtyřtvorový válcový	$\varepsilon = 0,595 + \frac{0,082}{\left(\frac{D_t}{d_p} + 1,244\right)^2}$ (4.18)	$1,9 \leq \frac{D_t}{d_p} \leq 8,4$

4.4 Vztahy pro výpočet tlakových ztrát

Náplň regenerátoru klade odpor proudícímu plynu, a proto dochází ke změnám směru proudění a rychlostního profilu. V důsledku toho dochází při průchodu plynu regenerátorem ke vzniku tlakových ztrát.

4.4.1 Sypané lože

Tlakové ztráty u sypaného lože vytváří materiály různých tvarů, např. kuličky, sedla nebo Rashingovy kroužky. Velikost tlakových ztrát se odvíjí od velikosti, tvaru a mezerovitosti jednotlivých částic sypaného lože, a také od hustoty a viskozity proudící tekutiny.

Rozdílem jednotlivých výpočtových metod tlakové ztráty je výpočet součinitele tření. Všechny výpočtové vztahy sypaného lože vychází z rovnice 4.19 [31].

$$\frac{\Delta p}{L} = f_p \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{d_p} \quad (4.19)$$

$\frac{\Delta p}{L}$	[Pa/m]	Gradient tlakové ztráty
L	[m]	Výška lože
f_p	[–]	Součinitel tření

Ekvivalentní průměr částice d_p podle specifického povrchu je definován vztahem 4.20 podle Erguna [32].

$$d_p = \frac{6 \cdot V_p}{A_p} \quad (4.20)$$

V_p [m³] Objem jedné částice

A_p [m²] Plocha jedné částice

Ekvivalentní průměr částice d_v podle objemu lze stanovit ze vztahu 4.21.

$$d_v = \sqrt[3]{\frac{6 \cdot V_p}{\pi}} \quad (4.21)$$

d_v [m] Ekvivalentní průměr částice podle objemu

Výpočet Reynoldsova čísla v sypaném loži vychází z ekvivalentního průměru částice a lze ho stanovit ze vztahu 4.22.

$$Re_p = \frac{v \cdot d_p \cdot \rho}{\eta} \quad (4.22)$$

Nejstarším a nejpoužívanějším vztahem pro výpočet tlakové ztráty sypaných částic kulového nebo pravidelného tvaru je Ergunova rovnice. Tato rovnice se používá už více než 65 let. Tlaková ztráta se odvíjí od mezerovitosti, výšky a průměru sypaných částic, rychlosti proudění tekutiny a dynamické viskozity.

Součinitel tření lze vypočítat z **Ergunova** vztahu viz rovnice 4.23. V rovnici figurují dvě konstanty zastupující laminární ($K_{lam} = 150$) a turbulentní proudění ($K_{turb} = 1,75$).

$$f_{pE} = \left[150 + 1,75 \cdot \left(\frac{Re_p}{1 - \varepsilon} \right) \right] \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot Re_p} \quad (4.23)$$

f_{pE} [–] Součinitel tření podle Erguna

Ergunův vzorec je použitelný pro interval:

$$0,2 < Re_l < 700$$

Re_l [–] Modifikované Reynoldsovo číslo

Pro výpočet modifikovaného Reynoldsova čísla Re_l platí vztah 4.24.

$$Re_l = \frac{Re_p}{6 \cdot (1 - \varepsilon)} \quad (4.24)$$

Po dosazení Ergunova součinitele tření a úpravě je možno rovnici pro částici kulového tvaru napsat ve tvaru 4.25.

$$\frac{\Delta p}{L} = \left[150 + 1,75 \cdot \left(\frac{Re_p}{1 - \varepsilon} \right) \right] \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot Re_p} \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{d_p} \quad (4.25)$$

Při výpočtu nekulových částic pravidelného tvaru dle Ergunova vztahu je nutné vynásobit průměr částice sféricitou. Rovnice bude mít tvar 4.26.

$$\frac{\Delta p}{L} = 150 \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\eta \cdot v}{(\psi \cdot d)^2} + 1,75 \cdot \left[\frac{(1 - \varepsilon)}{\varepsilon^3} \cdot \frac{\rho \cdot v^2}{\psi \cdot d} \right] \quad (4.26)$$

Od doby, co byla publikována Ergunova rovnice vznikly desítky výpočtových vztahů pro tlakové ztráty sypaného lože. Každá nová metoda se snaží dosáhnout přesnějších výsledků. Vhodnost a přesnost jednotlivých metod je odlišná pro různé rozsahy Reynoldsova čísla a pro různé poměry D/d_p (ekvivalentní průměr kanálu/průměr částice). Pro výpočet v praktické části diplomové práce bylo vybráno kromě Ergunovy rovnice několik dalších výpočtových vztahů vhodných pro porovnání naměřené a vypočítané tlakové ztráty.

Na základě rešerše dostupných metod pro výpočet tlakových ztrát sypaného lože bylo zvoleno a následně odzkoušeno několik metod. Vztahy byly voleny na základě vhodnosti podle doporučeného rozsahu Reynoldsova čísla. Při výběru byla také zohledněna chybovost jednotlivých metod zmiňovaná ve článku Powder Technology. Ze všech odzkoušených výpočtových vztahů nejmenších odchylek od hodnot naměřených na školním experimentálním zařízení dosahují metody: Brauer, Carman, Tallmadge, Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu a Harrison, Brunner and Hecker. Přehled rozsahu použitelnosti jednotlivých metod je zobrazen v

Tab. 4.4. Rozsah použitelnosti je pro metody uveden pro autorem stanovené Reynoldsovo číslo nebo pro modifikované Reynoldsovo číslo [33], [34].

Tab. 4.4 – Rozsah použitelnosti zvolených vztahů pro výpočet tlakových ztrát

Autor metody	Rovnice	Rozsah použitelnost
Brauer	(4.28)	$2 < Re_m < 20\,000$
Carman	(4.29)	$2 < Re_l < 10\,000$
Tallmadge	(4.30)	$0,1 < Re_m < 100\,000$
Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu ¹	(4.31)	$708 < Re_m < 7773$
Harrison, Brunner and Hecker	(4.32)	$0,32 < Re_p < 700$

Re_m [–] Modifikované Reynoldsovo číslo

Pro modifikované Reynoldsovo číslo Re_m platí vztah 4.27.

$$Re_m = \frac{Re_p}{(1 - \varepsilon)} \quad (4.27)$$

¹ Uvedený rozsah udává testovaný rozsah, výpočtová část práce ukazuje použitelnost i pro nižší Re_m

Šest výše vybraných výpočetních metod lze použít jak pro kulové, tak pro nekulové částice. V případě výpočtu tlakových ztrát **nekulových částic** je ve vzorci použit ekvivalentní průměr, který bývá uváděn výrobcem sypaného lože. Pokud tak není, je možné ho vypočítat z plochy a objemu jedné částice viz vztahu 4.20 [32].

Výpočet součinitele tření podle **Brauera** je podobný jako podle Erguna. Jeho odlišnost je v číselných hodnotách konstant a ve členu reprezentujícím ztráty kinetické energie. Tato část rovnice je umocněna na 0,9. Rovnice součinitele tření podle Brauera s hodnotami konstant 160 a 3,1 bude mít tvar 4.28 [31].

$$f_{pB} = \left[160 + 3,1 \cdot \left(\frac{Re_p}{1 - \varepsilon} \right)^{0,9} \right] \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot Re_p} \quad (4.28)$$

f_{pB} [–] Součinitel tření podle Brauera

Výpočtový vztah podle **Carmana** se liší oproti Brauerova vztahu pouze v číselných hodnotách konstant, v tomto případě nabývají hodnot 180 (K_{lam}) a 2,871 (K_{turb}) viz rovnice 4.29 [33].

$$f_{pC} = \left[180 + 2,871 \cdot \left(\frac{Re_p}{1 - \varepsilon} \right)^{0,9} \right] \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot Re_p} \quad (4.29)$$

f_{pC} [–] Součinitel tření podle Carmana

Výpočtový vztah podle J. A. **Tallmadge**, byl odvozen s cílem rozšířit rozsah použitelnosti Ergunova vztahu. Rozdílem je nahrazení koeficientu zastupujícího turbulentní proudění, ten v případě této rovnice nabývá hodnoty 4,2. Další rozdíl je v umocnění členu reprezentujícího ztráty kinetické energie. Tento člen je umocněn na 0,87. Výpočet součinitele tření podle Tallmadge udává rovnice 4.30 [34].

$$f_{pT} = \left[150 + 4,2 \cdot \left(\frac{Re_p}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{5}{6}} \right] \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot Re_p} \quad (4.30)$$

f_{pT} [–] Součinitel tření podle Tallmadge

Výpočtová metoda z roku 2007, která je výsledkem studie autorů, mezi které patří Emrah **Ozahi**, Mehmet Yasar **Gundogdu** a Melda O. **Carpinlioglu** byla stanovena na základě experimentu testujícího dvě náplňové lože nepravidelného tvaru a jedno lože kulového tvaru. V porovnání s Ergunovou rovnicí v rozsahu pro testovanou oblast modifikovaného Reynoldsova čísla (Re_m) metoda Ozahi, Gundogdu a Capinlioglu dosahuje výrazně lepších výsledků. Přestože experimentální měření v rámci diplomové práce nespádá do rozsahu testovaného autory, její výsledky konkurují ostatním metodám. Výpočet se od Erguna liší hodnotami koeficientů, které nabývají hodnot 160 a 1,61. Vztah pro stanovení součinitele tření podle autorů Ozahi, Gundogdu a Carpinlioglu udává rovnice 4.31 [35].

$$f_{po} = \left[160 + 1,61 \cdot \left(\frac{Re_p}{1 - \varepsilon} \right) \right] \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot Re_p} \quad (4.31)$$

f_{po} [-] Součinitel tření podle Ozahi, Gundogdu a Carpinlioglu

Výpočtový vztah publikovaný v roce 2013. Je výsledkem práce autorů Luke D. **Harrison**, Kyle M. **Brunner** a William C. **Hecker**. Metoda využívá při výpočtu součinitele tření koeficienty zahrnující laminární proudění ($K_{lam} = 119,8$) a turbulentní proudění ($K_{turb} = 150$). Oproti předchozích vztahů je v rovnici část zahrnující závislost výpočtu na mezerovitosti náplňového lože, ekvivalentním průměru kanálu a ekvivalentním průměru částice. Vy výpočtu součinitele tření metodou Harrison, Brunner and Hecker (rovnice 4.32) je tato část výpočtu označena písmeny A (viz rovnice 4.33) a B (viz rovnice 4.34) [36].

$$f_{pH} = \left[119,8 \cdot A + 4,63 \cdot B \cdot \left(\frac{Re_p}{1 - \varepsilon} \right)^{\frac{5}{6}} \right] \cdot \frac{(1 - \varepsilon)^2}{\varepsilon^3 \cdot Re_p} \quad (4.32)$$

$$A = \left(1 + \pi \cdot \frac{d_p}{6 \cdot (1 - \varepsilon) \cdot D_t} \right)^2 \quad (4.33)$$

$$B = \left(1 - \frac{\pi^2 \cdot d_p}{24 \cdot D_t} \cdot \left(1 - \frac{0,5 \cdot d_p}{D_t} \right) \right) \quad (4.34)$$

f_{pH} [-] Součinitel tření podle Harrison, Brunner a Hecker

4.4.2 Monolitické lože

Na rozdíl od sypaného lože, náplňové lože je tvořené jednodílným monolitem s kanálky různých tvarů, které umožňují plynulý průchod plynu. Odpor materiálu vůči proudění je nižší než u sypaného lože, proto voštinové monolity dosahují nižších tlakových ztrát.

Při výpočtu je nejprve nutné stanovit volnou průtočnou plochu kanálku, která je vypočtena vynásobením plochy kanálku s počtem kanálků viz rovnice 4.35.

$$S_p = S_k \cdot n_{kř} \cdot n_{ř} \quad (4.35)$$

S_p	[m ²]	Volná průtočná plocha lože
S_k	[m ²]	Plocha jednoho kanálku
$n_{kř}$	[-]	Počet kanálků v řadě
$n_{ř}$	[-]	Počet řad

Celkové ztráty monolitického lože (rovnice 4.36) lze vypočítat součtem tlakových ztrát způsobených třením a tlakových ztrát místními odpory.

$$\Delta p_{cm} = \Delta p_t + \Delta p_m \quad (4.36)$$

Δp_{cm}	[Pa]	Celkové tlakové ztráty monolitického lože
Δp_t	[Pa]	Tlakové ztráty třením
Δp_m	[Pa]	Tlakové ztráty místními odpory

Tlakové ztráty místními odpory vznikají v místě vstupu a v místě výstupu do průtočného kanálu.

Výpočet tlakové ztráty třením monolitického lože vychází z Darcy-Weisbachovy rovnice (4.37).

$$\Delta p_t = \lambda \cdot \frac{L}{D_h} \cdot \frac{v_\varepsilon^2 \cdot \rho}{2} \quad (4.37)$$

λ	[-]	Součinitel tření
v_ε	[m/s]	Rychlost proudění v kanálcích lože

Součinitel tření je možné odečíst z Moodyho diagramu nebo stanovit výpočtem. Pro oblast laminární proudění, ve které se pohybuje proudění experimentálního zařízení je možno součinitel tření vypočítat z Poiseuilleova vztahu (viz rovnice 4.38).

$$\lambda = \frac{A_{pr}}{Re} \quad (4.38)$$

A_{pr}	[-]	Konstanta závislá na průřezu kanálu
----------	-----	-------------------------------------

Konstanta A_{pr} nabývá různých hodnot odvíjejících se od průřezu kanálu. Pro kruhový průřez nabývá hodnoty 64, pro čtvercový 57 a pro obdélníkový 62.

Jelikož v případě monolitu se jedná o krátký úsek, je nutné počítat s rozběhovou dráhou pro krátké potrubí. V tomto případě bude pro výpočet použit modifikovaná Darcy-Weisbachova rovnice (4.39), která tuto skutečnost zohledňuje.

$$\Delta p_{tm} = \lambda \cdot \frac{L}{D_h} \cdot \frac{v_\varepsilon^2 \cdot \rho}{2} + 1,1 \cdot \rho \cdot v_\varepsilon^2 \quad (4.39)$$

Δp_{tm}	[Pa]	Modifikované tlakové ztráty třením
-----------------	------	------------------------------------

Pro výpočet tlakových ztrát způsobených místními odpory je nutné použít výpočetní vztah 4.40, který počítá se součinitelem místních ztrát. V případě monolitického lože se jedná o místní ztráty způsobené vstupem a výstupem.

$$\Delta p_m = \zeta \cdot \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_\varepsilon^2 \quad (4.40)$$

ζ	[-]	Součinitel místních ztrát
---------	-----	---------------------------

4.5 Vztahy pro výpočet přestupu tepla uvnitř lože

Jednu z nejdůležitějších částí výpočtového modelu představují vztahy pro výpočet součinitele přestupu tepla. Ty jsou nutné pro správný výpočet teplot a množství akumulovaného tepla. V současné době je ve výpočtovém modelu používán vztah pro výpočet součinitele přestupu tepla jako v kruhové trubce. To ovšem není vhodný přístup. Bylo tedy důležité provést rešerši vhodných výpočtových metod. Vhodnost metod bude později ověřována pomocí měření na experimentálním zařízení.

Výpočet součinitele přestupu tepla spalín vychází z ekvivalentního průměru průtokového kanálu, tepelné vodivosti plynu a z Nusseltova kritéria (viz rovnice 4.41). Nusseltovo číslo je nedílnou součástí výpočtu a jeho výpočet je pro každý typ náplňového lože odlišný. Obecně pro jeho výpočet platí, že je funkcí Reynoldsova a Prandtlova čísla.

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda_m}{d_p} \quad (4.41)$$

α	[W/(m ² ·K)]	Součinitel přestupu tepla
Nu	[–]	Nusseltovo číslo
λ_m	[W/(m·K)]	Tepelná vodivost média

Prandtlovo kritérium (rovnice 4.42) lze stanovit z měrné tepelné kapacity vztažené na jeden kilogram směsi, z dynamické viskozity, která je násobkem hustoty a kinematické viskozity, a z tepelné vodivosti spalín.

$$Pr = \frac{C_p \cdot \eta}{\lambda_f} \quad (4.42)$$

Pr	[–]	Prandtlovo číslo
C_p	[J/(kg·K)]	Měrná tepelná kapacita

Nusseltovo číslo, které je stěžejní částí výpočtu lze stanovit různými výpočetními vztahy odvozenými na základě experimentálních měření. Vztahy jsou odlišné na základě typu a tvaru náplňového lože.

4.5.1 Kulové částice

Po rozsáhlé rešerši dostupných výpočtových vztahů pro kulové částice bylo pro porovnání a posouzení vhodnosti vybráno 6 níže uvedených vztahů pro výpočet Nusseltova kritéria. Tyto metody byly stanoveny na základě experimentálních měření a pokrývají široký rozsah použitelnosti, jak pro experimentální zařízení, tak pro jiné aplikace.

Autorem prvního z porovnávaných výpočtových vztahů je **Frössling** [37]. Výpočet Nusseltova čísla z roku 1938 (viz rovnice 4.43) je použitelný pro rozsah 2–1 000 Re_p .

$$Nu_F = 2 + 0,55 \cdot \left(Re_p^{0,5} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \right) \quad (4.43)$$

Nu_F [–] Nusseltovo číslo podle Frössling

Autory dalšího výpočtového vztahu je **Drake a Backer** (viz rovnice 4.44) [38]. Výpočtový vztah byl odvozen v roce 1952 a je použitelný pro rozsah 0,1–200 000 Re_p .

$$Nu_D = 2 + 0,459 \cdot (Re_p^{0,55} \cdot Pr^{0,333}) \quad (4.44)$$

Nu_D [–] Nusseltovo číslo podle Drake and Backer

Výpočtový vztah autorů **Vliet a Leppert** [38] byl odvozen v roce 1961 a je použitelný pro rozsah 1–300 000 Re_p . Výpočet Nusseltova kritéria udává rovnice 4.45.

$$Nu_V = 1,2 \cdot Pr^{0,3} + 0,53 \cdot (Re_p^{0,54} \cdot Pr^{0,3}) \quad (4.45)$$

Nu_V [–] Nusseltovo číslo podle Vliet and Leppert

Dalším autorem vztahu pro výpočet Nusseltova kritéria je **G. A. Hungmark** (1967) [39], výpočtový vztah vzniknul na základě experimentálních dat a má tvar viz rovnice 4.46. Je použitelný pro rozsah 1–450 Re_p .

$$Nu_H = 2 + 0,6 \cdot \left(Re_p^{0,5} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \right) \quad (4.46)$$

Nu_H [–] Nusseltovo číslo podle Hungmark

Výpočetní vztah autorů **Kunii a Levenspiel** z roku 1991 je uveden v rovnici 4.47. Vztah pro stanovení Nusseltova kritéria je vhodný pro rozsah 1–2 000 Re_p .

$$Nu_K = 2 + 1,8 \cdot (Re_p^{0,5} \cdot Pr^{0,33}) \quad (4.47)$$

Nu_K [–] Nusseltovo číslo podle Kunii and Levenspiel

Poslední porovnávaný výpočetní vztah autorů **Wakuo a Kagui** použitelný pro rozsah 15–8 500 Re_p je uveden v rovnici 4.48.

$$Nu_W = 2 + 1,1 \cdot \left(Re_p^{0,6} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \right) \quad (4.48)$$

Nu_W [–] Nusseltovo číslo podle Wakuo and Kagui

Vhodnost jednotlivých výpočtových vztahů bude následně posouzena na základě experimentálního měření.

4.5.2 Nekulové částice

Pro výpočet částic nekulového tvaru není k dispozici takové množství výpočtových vztahů jako v případě částic kulových. Metodu stanovení Nusseltova kritéria pro náplňové lože, které tvoří válečky, kroužky nebo také kuličky popsal **S. M. Sadrameli** (viz rovnice 4.49). Výpočet je založen na stanovení Coulburnova j-faktoru (viz rovnice 4.50) a na modifikovaném Reynoldsově čísle [42].

$$Nu_S = J_h \cdot Re_s \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \quad (4.49)$$

Nu_S $[-]$ Nusseltovo číslo podle Sadrameli

$$J_h = C_1 \cdot Re_s^{C_2} \quad (4.50)$$

kde C_1 a C_2 jsou konstanty stanovené pro počítaný tvar na základě experimentálních měření (hodnoty konstant pro jednotlivé tvary jsou uvedeny v Tab. 4.5. Modifikované Reynoldsovo číslo Re_s se stanoví ze vztahu 4.51.

$$Re_s = Re \cdot \frac{2}{3 \cdot (1 - \varepsilon)} \quad (4.51)$$

Re_s $[-]$ Modifikované Reynoldsovo číslo

Tab. 4.5 – Konstanty C_1 , C_2 použité v rovnici (4.50)

Tvar	Rozměr [mm]	C_1	C_2
Válec	6,35	0,13	-0,27
Válec	6,35–12,7	0,09	-0,2
Válec	12,7	0,29	-0,36
Kroužek	6,35	0,24	-0,31
Kulička	-	0,26	-0,33

Nusseltovo číslo pro částice různých tvarů je možné vypočítat z rovnice 4.52 (pro oblast laminárního proudění) a 4.53 (pro oblast turbulentního proudění) [43]. (**Specchia a kol.**, 1980) [43].

Vztah 4.52 použitelný pro Re_p 10–1200 a D/d_p 3,5–8,4.

$$Nu_{Sa} = 0,0835 \cdot Re_p^{0,61} \quad (4.52)$$

Nu_{Sa} $[-]$ Nusseltovo číslo podle Specchia a kol.

Vztah 4.53 použitelný pro rozsahy Re_p 1 200–10 000 a D/d_p 3,8–8,4.

$$Nu_{sb} = 1,23 \cdot Re_p^{0,53} \quad (4.53)$$

Nu_{sb} [–] Nusseltovo číslo podle Specchia a kol.

Dalším použitelným vztahem pro výpočet Nusseltova kritéria je rovnice 4.54 (**Dixon a Labua**, 1985) [43]. Tento vztah je použitelný pro rozsahy Re_p 50–500 a D/d_p 3–12.

$$Nu_{DL} = 1 - \frac{d_p}{D_t} \cdot Re_p^{0,61} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \quad (4.54)$$

Nu_{DL} [–] Nusseltovo číslo podle Dixon a Labua

4.5.3 Monolity

V případě monolitického lože je možné součinitel přestupu tepla stanovit stejným způsobem jako v případě výpočtu kruhového potrubí, kdy Nusseltovo kritérium vychází z rovnice 4.55 (**Tun a kol.**, 2005). Průměr kruhového kanálu je v případě výpočtu monolitického lože nahrazen ekvivalentním průměrem. Tato rovnice je použitelná pro laminární proudění ($Re < 2\,100$) a za předpokladu, že se neuplatňuje volná konvekce [44].

$$Nu_T = 1,86 \cdot \left(Re \cdot Pr \cdot \frac{D_t}{L} \right)^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{\frac{1}{7}} \quad (4.55)$$

μ [N·s/m²] Kinematická viskozita

μ_w [N·s/m²] Kinematická viskozita při teplotě stěny

Nu_T [–] Nusseltovo číslo podle Tun a kol.

Dalším použitelným vztahem pro výpočet Nusseltova čísla v oblasti laminárního proudění je rovnice 4.56 (**Izquierdi-Gil a kol.**, 2008) [45].

$$Nu_I = 1,86 \cdot Re^{0,96} \cdot Pr^{\frac{1}{3}} \cdot \left(\frac{D_t}{L} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (4.56)$$

Nu_I [–] Nusseltovo číslo podle Izquierdi-Gil a kol.

Nusseltovo kritérium pro laminární oblast lze také stanovit ze vztahu 4.57 (**Gryta a kol.** 1997) [46].

$$Nu_G = 0,298 \cdot Re^{0,646} \cdot Pr^{0,316} \quad (4.57)$$

Nu_G [–] Nusseltovo číslo podle Gryta a kol.

V případě přechodné oblasti v rozsahu $2\,100 < Re < 10\,000$ je možné Nusseltovo číslo stanovit ze vztahu 4.58 (**Lawson a kol.**, 1997) [47].

$$Nu_L = 0,023 \cdot Re^{\frac{2}{3}} \cdot Pr^{0,33} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w}\right)^{0,14} \quad (4.58)$$

Nu_L [-] Nusseltovo číslo podle Lawson a kol.

V případě že při průchodu plynu monolitem nastane turbulentní proudění ($Re > 10\,000$), je možné Nusseltovo číslo stanovit ze vztahu 4.59 (**Geankoplis**, 1993) [48] určeného pro oblast turbulentního proudění.

$$Nu_{Ge} = 0,027 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w}\right)^{0,14} \quad (4.59)$$

Nu_{Ge} [-] Nusseltovo číslo podle Geankoplis

Dalším použitelným vztahem pro oblast turbulentního proudění vychází z rovnice 4.60 (**Phattaranawik a kol.**, 2003) [49].

$$Nu_p = 0,027 \cdot Re^{0,8} \cdot Pr^{0,33} \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w}\right)^{0,14} \quad (4.60)$$

Nu_p [-] Nusseltovo číslo podle Phattaranawik a kol.

5 Měření a vyhodnocení tlakových ztrát

Přesná znalost tlakové ztráty zařízení je nutná pro návrh vhodného zařízení na dopravu tekutin (čerpadla, ventilátoru, ejektoru). Jelikož je pro výpočet tlakových ztrát k dispozici velké množství výpočtových vztahů o různých přesnostech, je potřeba provést jejich srovnání a vyhodnocení s daty naměřenými na experimentálním zařízení.

5.1 Popis experimentálního zařízení na měření tlakových ztrát

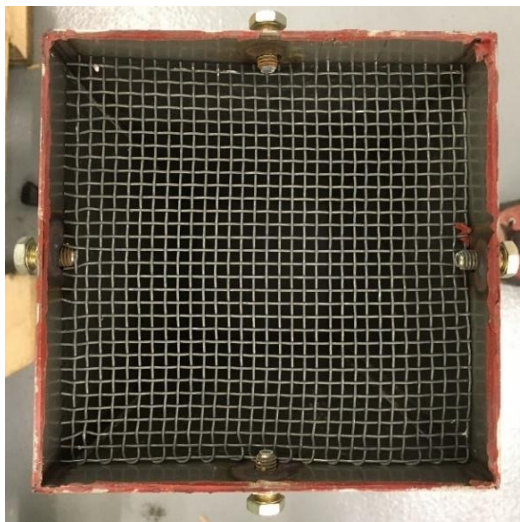
K ověření vhodnosti jednotlivých výpočtových metod pro stanovení tlakových ztrát náplňových loží byla použita data naměřená na školním experimentálním zařízení zobrazeném na Obr. 5.1. Toto zařízení umožňuje pouze jednosměrný tok, což ale nemá vliv na měření tlakových ztrát.



Obr. 5.1 – Experimentální zařízení pro měření tlakových ztrát [vlastní zdroj]

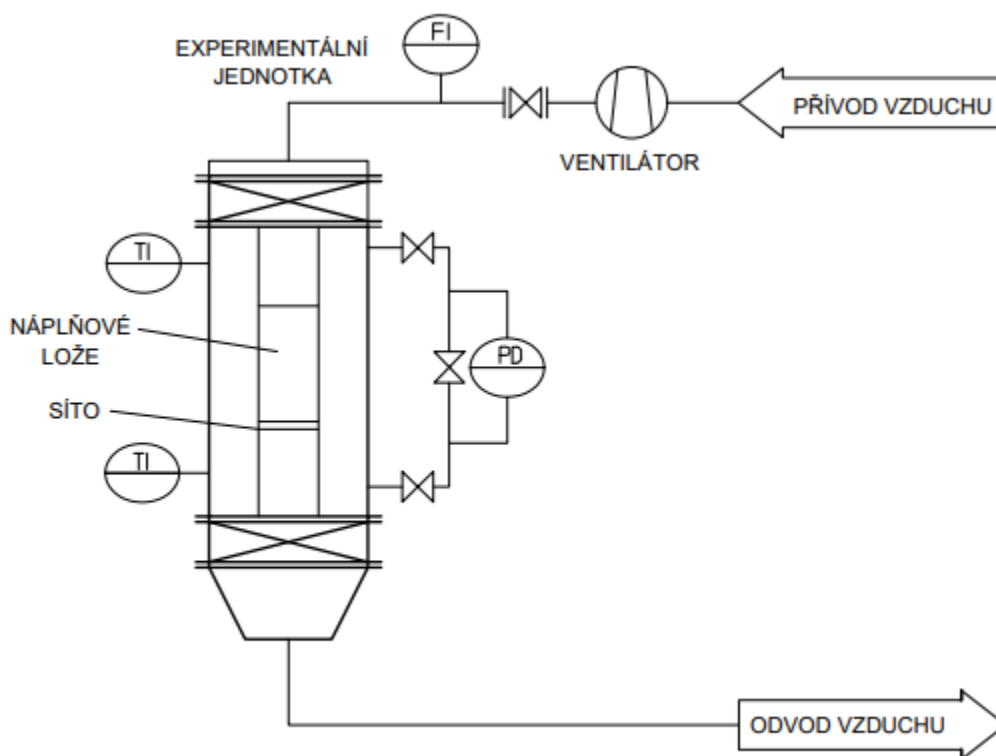
Sypané lože bylo umístěno na sítu průtočného kanálu čtvercového průřezu s délkou strany 0,150 m (viz Obr. 5.2). Průtočný průřez prázdného kanálu je roven 0,0225 m². Jelikož síto při průchodu plynu vytváří tlakové ztráty, bylo potřeba tyto ztráty naměřit a následně odečíst od celkové tlakové ztráty při daném objemovém průtoku.

V případě monolitického lože nebylo potřeba síto průtočného kanálu použít. Monolit byl uchycen na postranních úchytech.



Obr. 5.2 – Síto průtočného kanálu [vlastní zdroj]

Procesní schéma školního experimentálního zkušebního okruhu pro měření tlakových ztrát je zobrazeno na Obr. 5.3.



Obr. 5.3 – Schéma zařízení pro měření tlakových ztrát [vlastní zdroj]

Měření tlakové ztráty bylo provedeno pro sypané kuličkové lože (3 rozměry kuliček), sypané sedlové lože a monolitické voštinové lože nazývané Honeycomb.

Naměřená data byla následně porovnána s výpočtovými metodami zmíněnými v rešeršní části této práce. Pro vyhodnocení vhodnosti jednotlivých metod bylo použito statistické zpracování dat.

5.2 Statistické zpracování dat

Statistické zpracování dat umožňuje porovnání naměřených hodnot s vypočtenými a vyhodnocení odchylek jednotlivých výpočtových metod. Pro účely statistického zpracování byly v diplomové práci použity výpočtové vztahy pro střední relativní odchylku (rovnice 5.1), maximální kladnou a maximální zápornou odchylku. Výsledky výpočtů udávají procentuální odchylku vypočtených hodnot od naměřených.

Střední odchylka udává velikost průměrné odchylky.

$$ME = \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{p_v - p_n}{p_n} \right)}{n} \cdot 100 \quad (5.1)$$

p_v	[Pa]	Tlaková ztráta vypočtená
p_n	[Pa]	Tlaková ztráta naměřená
n	[–]	Počet naměřených/vypočtených hodnot

Pro výpočet maximální kladné odchylky označované $maxRE^+$ platí vztah 5.2. Výsledná hodnota udává o kolik procent je nejvyšší vypočtená hodnota větší než naměřená hodnota.

$$maxRE^+ = \max \left(\frac{p_v - p_n}{p_n} \right) \cdot 100 \quad (5.2)$$

Pro výpočet maximální záporné odchylky označované $maxRE^-$ platí vztah 5.3. Výsledná hodnota udává o kolik procent je nejmenší vypočtená hodnota menší než naměřená hodnota [31].

$$maxRE^- = \max \left(\frac{p_n - p_v}{p_n} \right) \cdot 100 \quad (5.3)$$

5.3 Vyhodnocení tlakové ztráty kuličkového lože

Tlakové ztráty sypaného kuličkového lože (Obr. 5.4) byly naměřeny pro objemový průtok 7 až 52 m³/h. Pro rozměry kuliček 3–5 mm, 6–7 mm a 9–10 mm s hustotou materiálu 1400 kg/m³. Naměřené hodnoty byly následně porovnány s šesti výpočtovými metodami tlakových ztrát viz kapitola 4.4. Pro výpočet mezerovitosti byly použity metody podle autorů Zou and Yu a Benyahia viz kapitola 4.3. Následně byly pro obě mezerovitosti vypočítány tlakové ztráty dle rovnice 4.19. Součinitele tření byly vypočítány podle autorů Ergun (rovnice 4.23), Brauer (rovnice 4.28), Carman (rovnice 4.29), Tallmadge (rovnice 4.30), Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu (rovnice 4.31) a Harrison, Brunner and Hecker (rovnice 4.32).

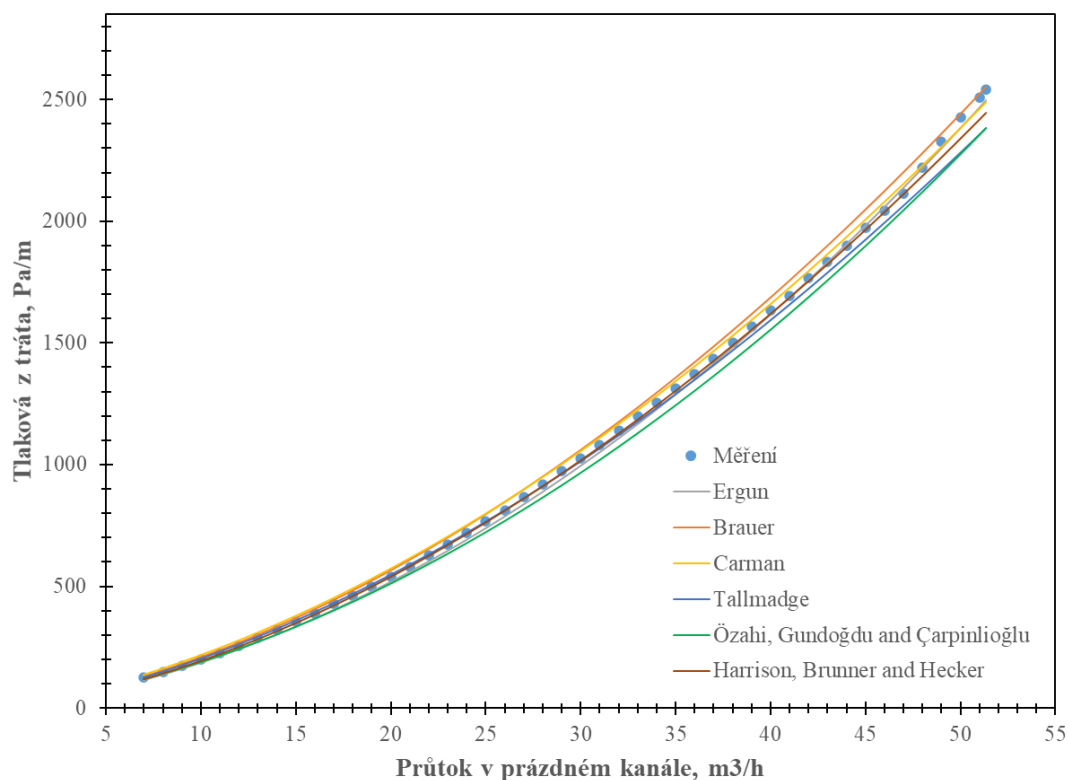


Obr. 5.4 – Kuličky tvořící náplňové lože [vlastní zdroj]

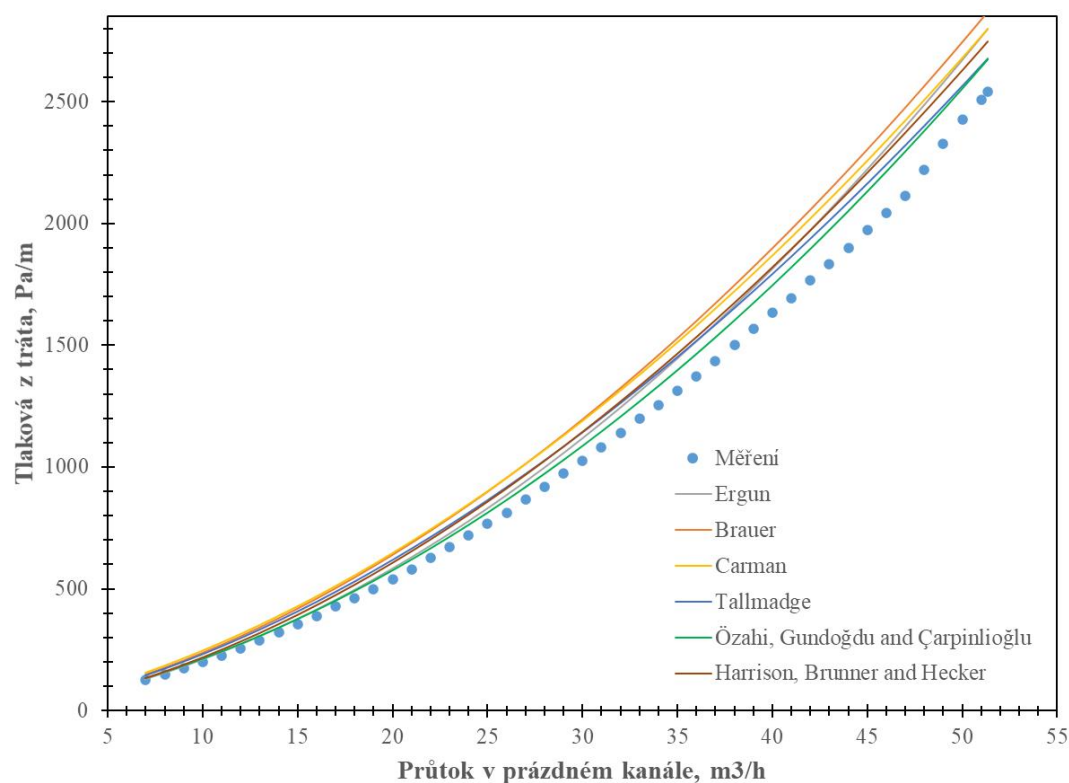
5.3.1 Kuličky 3–5 mm

Pro výpočet mezerovitosti kuličkového lože s velikostí 3–5 mm byly použity výpočty podle obou autorů viz kapitola 4. Přesnějších výsledků bylo dosaženo metodou autorů Zou and Yu pro volné uspořádání kuliček (rovnice 4.8). Touto metodou byla mezerovitost stanovena na 0,403 (varianta 1a). Výpočtem podle Benyahia (rovnice 4.15) byla mezerovitost stanovena na 0,391 (varianta 2a). Následně byly vypočteny tlakové ztráty podle výše zmíněných autorů.

Průběh tlakové ztráty při průtoku volně sypaného lože tvořeného kuličkami o průměru 3–5 mm v kanále o rozměrech $a = 150$ mm, $b = 150$ mm je pro naměřené a vypočtené hodnoty zobrazen na Obr. 5.5 (varianta 1a) a na Obr. 5.6 (varianta 2a).



Obr. 5.5 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm (varianta 1a)



Obr. 5.6 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm (varianta 2a)

Jednotlivé výpočtové metody jsou seřazeny pro obě varianty od nejmenší střední odchylky od naměřených hodnot po největší střední odchylku. V Tab. 5.1 (varianta 1) a Tab. 5.2 (varianta 2) jsou kromě středních odchylek (ME) uvedeny největší kladné ($maxRE+$) a největší záporné odchylky ($maxRE-$).

Tab. 5.1 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm – varianta 1a

	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE– [%]
1	Harrison, Brunner and Hecker	–1,3	0,1	7,1
2	Tallmadge	1,9	9,3	4,6
3	Ergun	–2,9	1,2	8,5
4	Brauer	3,7	6,0	0,5
5	Carman	3,9	10,7	2,0
6	Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu	–5,2	—	6,5

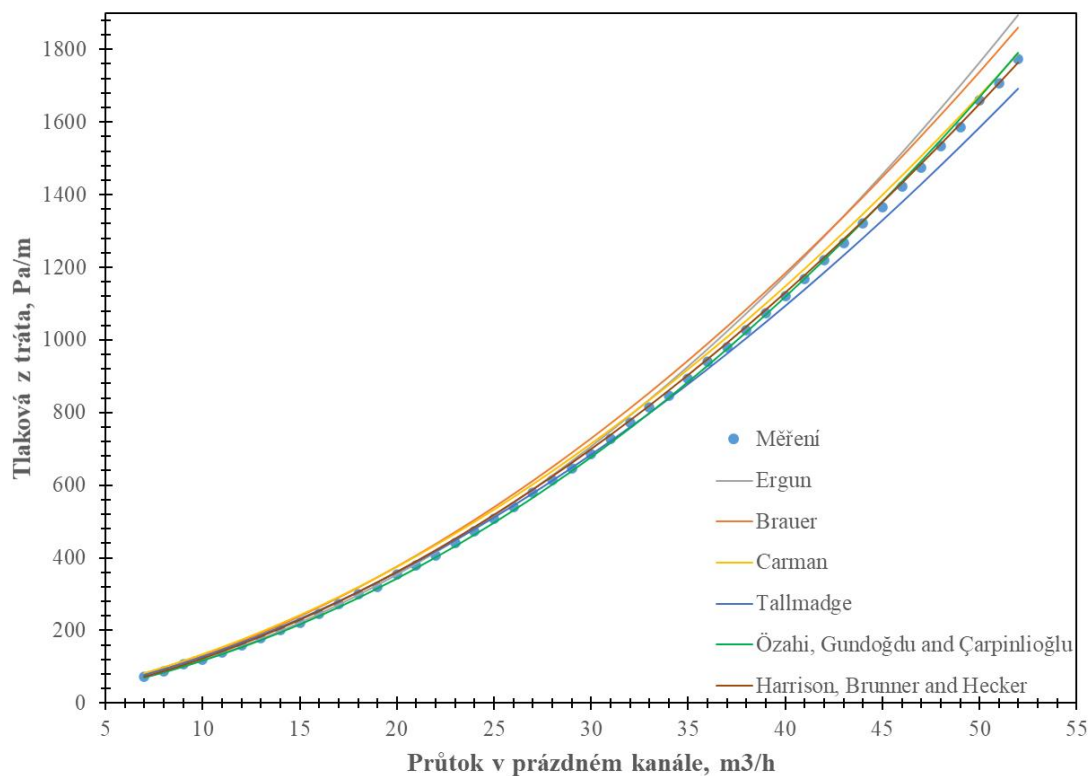
Tab. 5.2 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm – varianta 2a

	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE– [%]
1	Tallmadge	2,7	16,7	4,3
2	Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu	6,7	8,7	5,3
3	Ergun	9,2	13,5	3,5
4	Harrison, Brunner and Hecker	11,1	12,8	4,9
5	Brauer	16,8	19,8	12,9
6	Carman	17,2	25,4	10,2

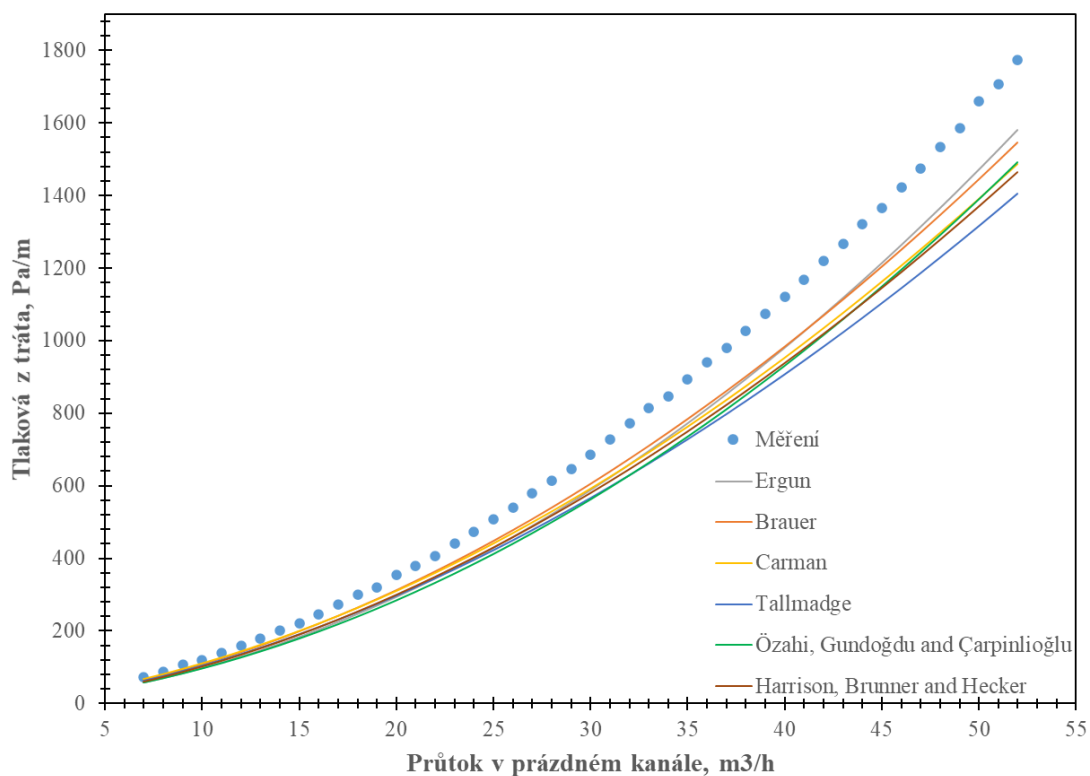
5.3.2 Kuličky 6–7 mm

Postup výpočtu tlakových ztrát kuličkového lože s velikostí 6–7 mm probíhal stejným způsobem jako pro předchozí velikost. Přesnějších výsledků bylo dosaženo při výpočtu mezerovitosti metodou autorů Zou and Yu pro husté uspořádání kuliček (rovnice 4.11). Touto metodou byla mezerovitost stanovena na 0,374 (varianta 1b). Výpočtem podle Benyahia (rovnice 4.8) byla mezerovitost stanovena na 0,391 (varianta 2b). Při použití této metody nastala znatelně vyšší odchylka od naměřených hodnot oproti první variantě.

Průběh tlakové ztráty při průtoku sypaného lože tvořeného kuličkami o průměru 6–7 mm v kanále o rozměrech $a = 150$ mm, $b = 150$ mm je pro naměřené a vypočtené hodnoty zobrazen na obr. Obr. 5.7 (varianta 1b) a na Obr. 5.8 (varianta 2b).



Obr. 5.7 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm (varianta 1b)



Obr. 5.8 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm (varianta 2b)

Jednotlivé výpočtové metody jsou seřazeny pro obě varianty od nejmenší střední odchylky od naměřených hodnot po největší střední odchylku. V Tab. 5.3 (varianta 1b) a Tab. 5.4 (varianta 2b) jsou kromě středních odchylek (*ME*) uvedeny největší kladné (*maxRE+*) a největší záporné odchylky (*maxRE-*).

Tab. 5.3 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm – varianta 1b

	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE- [%]
1	Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu	-1,2	1,3	5,1
2	Harrison, Brunner and Hecker	1,7	4,5	0,6
3	Tallmadge	-2,4	13,1	0,8
4	Ergun	2,6	7,9	10,7
5	Carman	4,9	7,2	4,9
6	Brauer	6,4	9,4	4,7

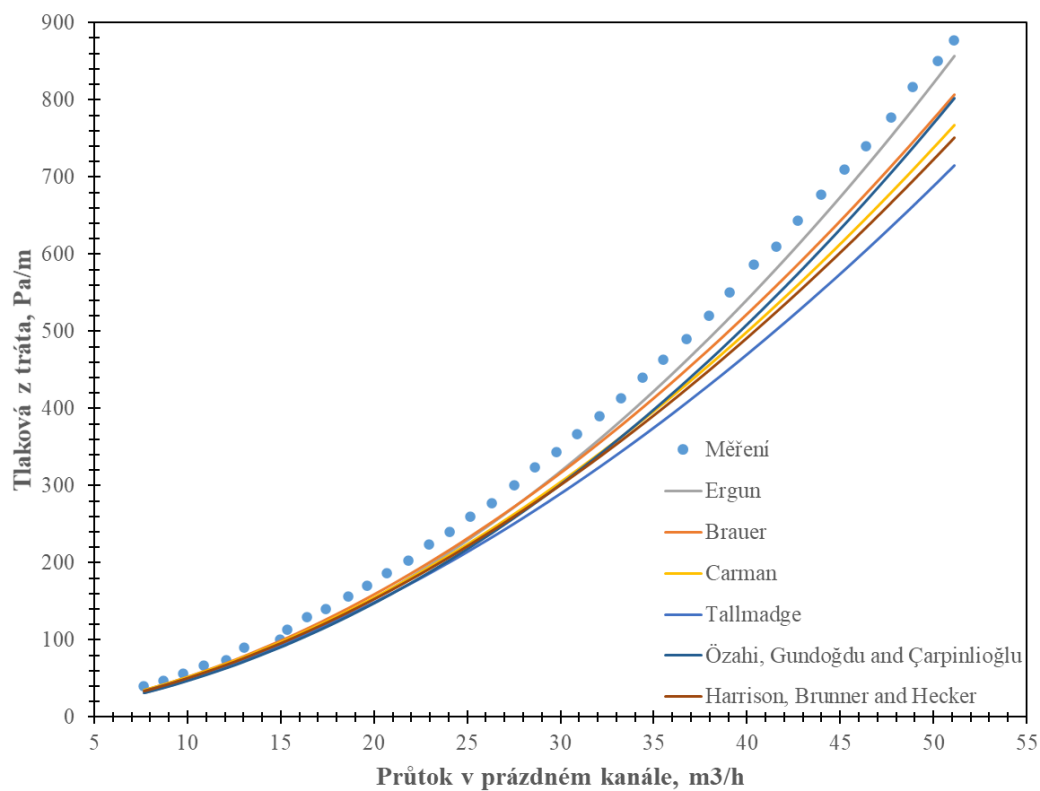
Tab. 5.4 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm – varianta 2b

	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE- [%]
1	Tallmadge	-3,5	7,7	13,7
2	Brauer	-11,9	—	13,4
3	Carman	-13,2	—	16,3
4	Ergun	-14,8	—	21,6
5	Harrison, Brunner and Hecker	-15,8	—	18,0
6	Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu	-18,1	—	21,8

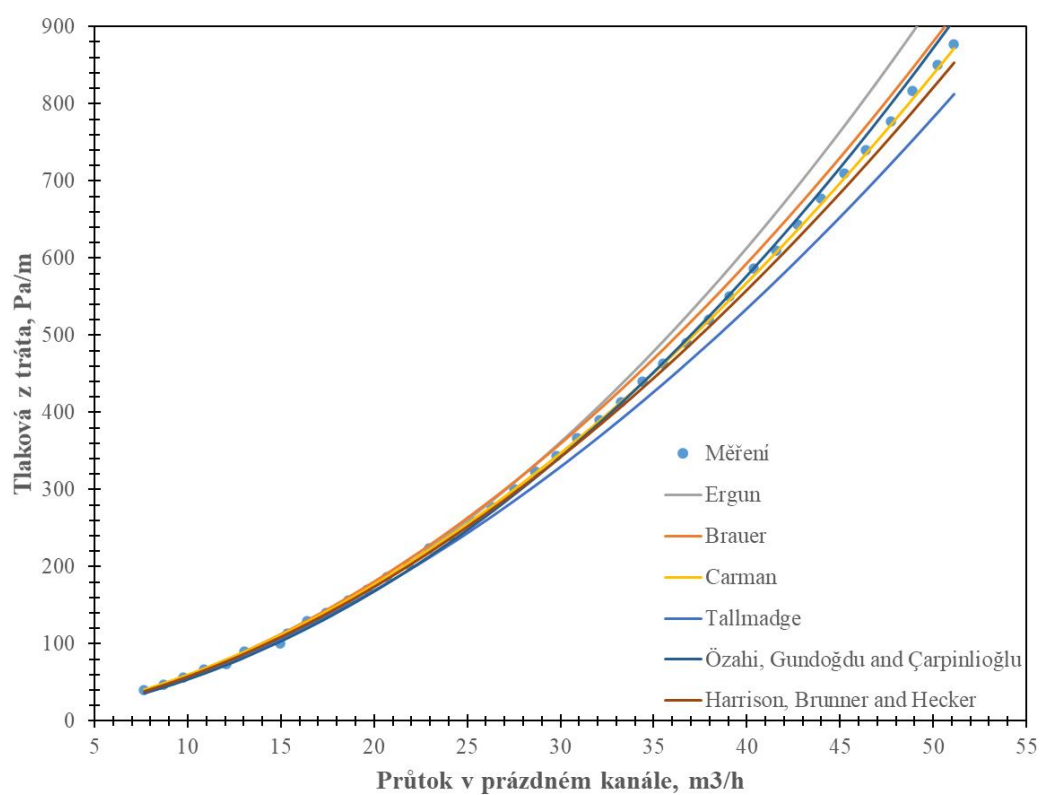
5.3.3 Kuličky 9–10 mm

Tlakové ztráty kuličkového lože s rozměrem 9–10 mm byly vypočteny stejným způsobem jako u předchozích rozměrů. Metodou autorů Zou and Yu byla mezerovitost pro volné uspořádání sypaného kuličkového (rovnice 4.8) lože stanovena na 0,408 (varianta 1c). Výpočtem mezerovitosti podle Benyahia (rovnice 4.15) byla mezerovitost stanovena na 0,395 (varianta 2c). Při výpočtu touto metodou byla odchylka naměřených hodnot od vypočtených nižší než ve variantě 1c.

Průběh tlakové ztráty při průtoku sypaného lože tvořeného kuličkami o průměru 9–10mm v kanále o rozměrech $a = 150$ mm, $b = 150$ mm je pro naměřené a vypočtené hodnoty zobrazen na obrázku Obr. 5.9 (varianta 1c) a na obrázku Obr. 5.10 (varianta 2c).



Obr. 5.9 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 1c



Obr. 5.10 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 2c

Jednotlivé výpočtové metody jsou seřazeny pro obě varianty od nejmenší střední odchylky od naměřených hodnot po největší střední odchylku. V Tab. 5.5 (varianta 1c) a Tab. 5.6 (varianta 2c) jsou kromě středních odchylek (ME) uvedeny největší kladné ($maxRE+$) a největší záporné odchylky ($maxRE-$).

Tab. 5.5 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 1c

	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE– [%]
1	Tallmadge	–8,9	4,2	16,5
2	Brauer	–9,1	—	13,3
3	Ergun	–9,2	—	20,8
4	Carman	–11,7	—	13,4
5	Harrison, Brunner and Hecker	–13,6	—	16,6
6	Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu	–13,7	—	21,7

Tab. 5.6 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 2c

	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE– [%]
1	Carman	0,5	11,0	1,5
2	Harrison, Brunner and Hecker	–1,6	8,3	4,8
3	Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu	–1,9	3,7	10,5
4	Ergun	3,1	10,7	9,5
5	Brauer	3,4	12,3	0,9
6	Tallmadge	–7,4	4,4	16,2

5.3.4 Zhodnocení výsledků kuličkového lože

Je nutno zmínit, že částice kulového lože vykazovaly nepřesnost geometrického tvaru, a ne všechny měly ideální kulový tvar. Jejich průměr se pohyboval v uváděném rozmezí.

Na základě statického zpracování dat byly vypočteny průměrné odchylky jednotlivých výpočetních metod od naměřených hodnot (viz tabulka v Tab. 5.7). Položky v tabulce jsou seřazeny od nejpřesnější metody po nejméně přesnou. V tabulce je také uvedena procentuální odchylka jednotlivých metod při použití výpočtového vztahu mezerovitosti podle autorů Zou and Yu (A) a podle Benyahia (B).

Při výpočtu tlakových ztrát se pro testované rozměry kuliček osvědčila metoda pro stanovení mezerovitosti autorů Zou and Yu. Při použití tohoto vztahu pro výpočet tlakových ztrát bylo dosaženo průměrné odchylky 6,5 % od naměřených hodnot. V případě metody podle Benyahia byla tato odchylka o 2,3 % vyšší.

Pro výpočet tlakové ztráty náplňového lože tvořeného testovanými kuličkami se nejvíce osvědčila metoda se součinitelem tření podle Tallmadge, která dosáhla při obou variantách výpočtu mezerovitosti nejmenší průměrné odchylky od naměřených dat.

Tab. 5.7 – Vyhodnocení metod pro výpočet tlakových ztrát lože tvořeného kuličkami

Autor metody		A – ME [%]	B – ME [%]
1	Tallmadge	4,4	4,5
2	Ergun	4,9	9,1
3	Harrison, Brunner and Hecker	5,5	9,5
4	Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu	6,7	8,9
5	Carman	6,8	10,3
6	Brauer	10,8	10,7

5.4 Vyhodnocení tlakové ztráty sedlového lože

Tlakové ztráty sypaného sedlového lože (Obr. 5.11) byly naměřeny pro objemový průtok 7 až 52 m³/h. Pro rozměr sedel 12 mm s hustotou materiálu 700 kg/m³. Mezerovitost byla stanovena výpočtem pro obecnou částici podle Benyahia viz rovnice 4.14. Naměřené hodnoty byly následně porovnány s šesti výpočtovými metodami tlakových ztrát viz kapitola 5.3.

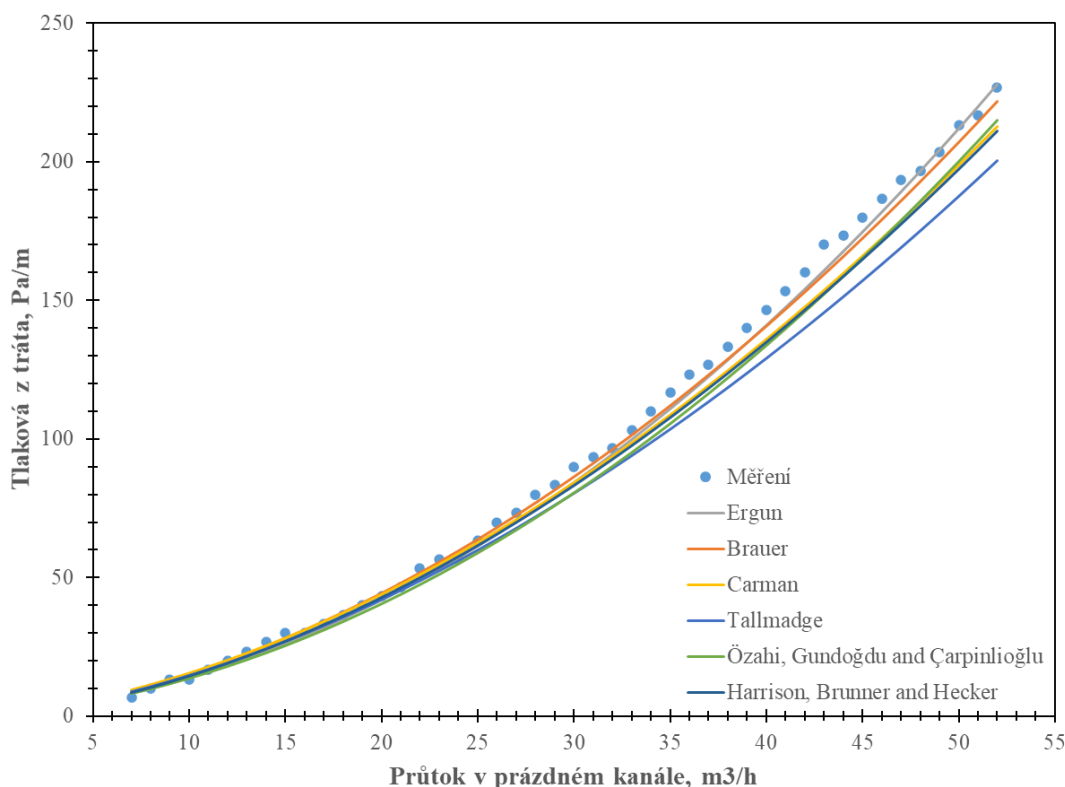


Obr. 5.11 – Sedlová tělíska tvořící lože [vlastní zdroj]

5.4.1 Sedla 12 mm

Při výpočtu tlakových ztrát sedlového lože s velikostí 12 mm a výškou lože 300 mm byla nejprve vypočtena mezerovitost výpočtem podle Benyahia pro obecnou částici. Touto metodou byla stanovena mezerovitost na 0,729. Výsledek je při zaokrouhlení totožný s hodnotou udávanou výrobcem (0,73). Následně byly použity výpočty tlakových ztrát sypaného lože se součinitelem tření podle autorů: Ergun (rovnice 4.23), Brauer (rovnice 4.28), Carman (rovnice 4.29), Tallmadge (rovnice 4.30), Ozahi, Gundogdu and Carpinlioglu (rovnice 4.31) a Harrison, Brunner and Hecker (rovnice 4.32).

Průběh tlakové ztráty při průtoku sypaným ložem tvořeným sedly o průměru 12 mm v kanále o rozměrech $a = 150$ mm, $b = 150$ mm je pro naměřené a vypočtené hodnoty zobrazen na Obr. 5.12.



Obr. 5.12 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného sedly 12 mm

Výpočtové metody tlakových ztrát jsou seřazeny podle střední odchylky (ME) v Tab. 5.8. Kromě středních odchylek naměřených hodnot od vypočtených jsou v tabulce uvedeny největší kladné ($maxRE+$) a největší záporné odchylky ($maxRE-$).

Tab. 5.8 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného sedly 12 mm

	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE– [%]
1	Brauer	–0,6	35,9	6,5
2	Carman	–2,3	40,7	9,6
3	Ergun	–3,5	22,4	13,1
4	Harrison, Brunner and Hecker	–4,4	28,7	10,2
5	Tallmadge	–6,8	32,8	14,1
6	Özahi, Gundoğdu and Çarpınlioğlu	–7,3	22,9	15,2

5.4.2 Zhodnocení výsledků sedlového lože

Pomocí statického zpracování dat byly vypočteny průměrné odchylky jednotlivých výpočetních metod od naměřených hodnot. Při porovnání bylo zjištěno, že k největším rozdílům dochází při nízkých objemových průtocích, kdy se tlaková ztráta sedlového lože pohybuje v řádech jednotek paskalů. S rostoucím průtokem se začínaly vypočtené hodnoty více přibližovat hodnotám naměřeným. Pro výpočet tlakových ztrát sedlového lože se nejvíce osvědčila metoda výpočtu tlakových ztrát se součinitelem tření podle Brauera. Tato metoda vykazovala nejmenší odchylku naměřených hodnot od vypočtených. Celkově všechny výpočtové metody byly poměrně přesné, střední odchylka nepřekročila hodnotu 8 %.

5.5 Vyhodnocení tlakové ztráty monolitického lože

Tlakové ztráty monolitického voštinového lože (Obr. 5.13) byly měřeny pro Honeycomb 30x30 a Honeycomb 40x40. Číselný údaj udává počet kanálků v řadě a počet řad. Bylo naměřeno celkem 90 hodnot tlakových ztrát pro objemový průtok 4 až 56 m³/h. Následně byla naměřená data porovnána s výsledky zjištěnými výpočtovou metodou vycházející z Darcy-Weisbachovy rovnice. Pro monolitické lože byl použit modifikovaný vztah zahrnující rozběhovou dráhu pro krátké trasy viz kapitola 4.5. Pro zhodnocení výsledků bylo použito statistické zpracování dat z kapitoly 5.2.



Obr. 5.13 – Voštinové lože Honeycomb [vlastní zdroj]

5.5.1 Honeycomb 30x30

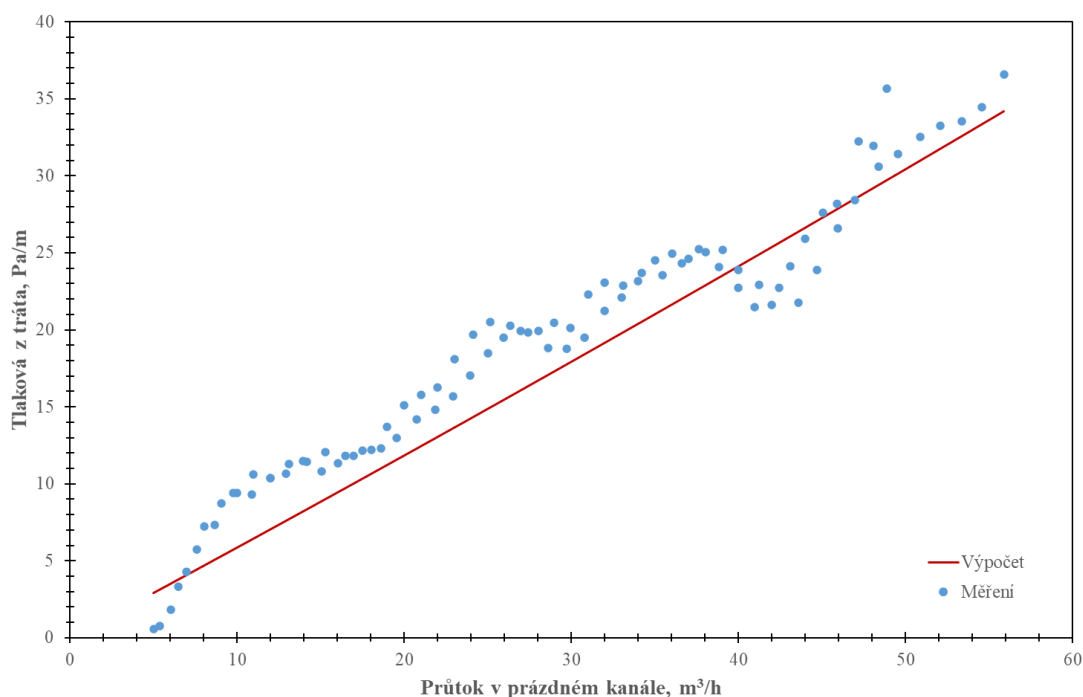
Prvním měřeným voštinovým monolitem byl Honeycomb 30x30 o výšce 150 mm s celkovým počtem 900 kanálek čtvercového průřezu o straně 4,2 mm. Tvar monolitu je obdélníkový s rozměry 147,6x144,6 mm. Vypočtené volná průtočná plocha je 74,4 %.

Pro porovnání výpočtu z naměřenými hodnotami je v Tab. 5.9 uvedena střední odchylka (ME), největší kladná ($maxRE+$) a největší záporná odchylka ($maxRE-$).

Tab. 5.9 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 30x30

Číslo měření	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE- [%]
1	Darcy-Weisbach	15,5	21,2	16,9

Na Obr. 5.14 je znázorněn průběh tlakových ztrát pro naměřené a vypočtené hodnoty při průtoku monolitním ložem Honeycomb 30x30.



Obr. 5.14 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 30x30

5.5.2 Honeycomb 40x40

Měření tlakových ztrát při průchodu vzduchu voštinovým monolitem Honeycomb 40x40 bylo provedeno pro monolit o výšce 300 mm a 150 mm. Průřez byl tvořen čtvercovými kanálky o straně 3,2 mm. Tvar monolitu byl také čtvercový s rozměrem stran 148,5 mm. Vypočtená volná průtočná plocha je 74,3 %.

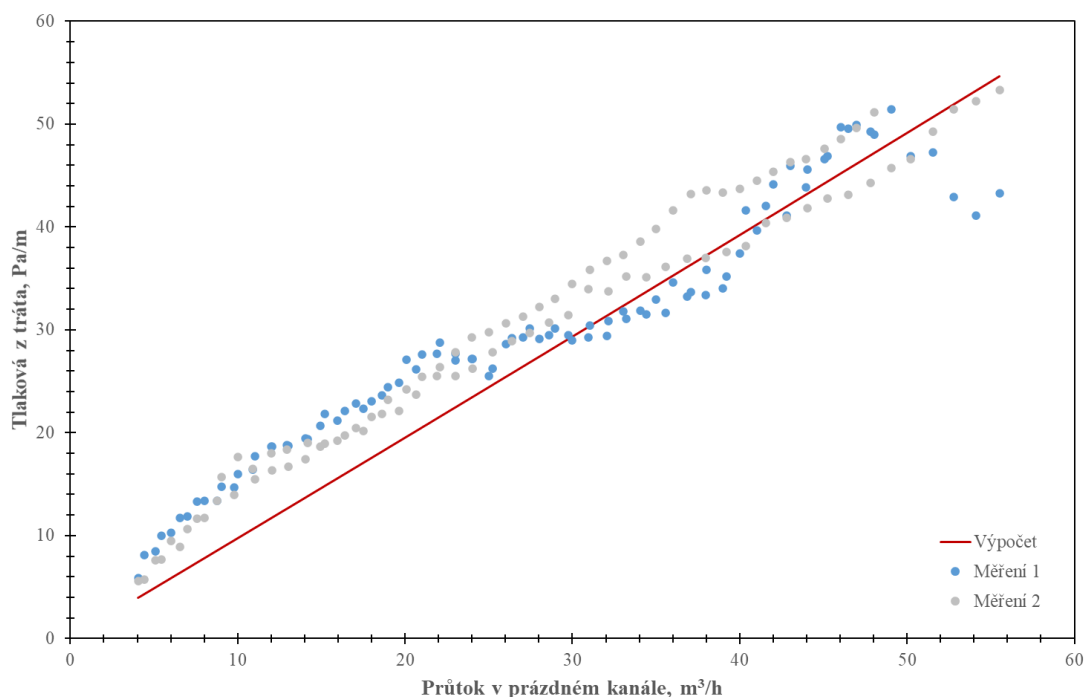
Pro porovnání výpočtu z naměřenými hodnotami je v Tab. 5.10 uvedena střední odchylka (ME), největší kladná ($maxRE+$) a největší záporná odchylka ($maxRE-$) pro oba měření

rozměry. Honeycomb s výškou 300 mm má v tabulce označení 1 a Honeycomb s výškou 150 mm má v tabulce označení 2.

Tab. 5.10 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 40x40

Číslo měření	Autor	ME [%]	maxRE+ [%]	maxRE– [%]
1	Darcy-Weisbach	16,1	5,9	15,9
2	Darcy-Weisbach	17,1	28,2	13

Na Obr. 5.15 je znázorněn průběh tlakových ztrát pro naměřené a vypočtené hodnoty při průtoku monolitním ložem Honeycomb 40x40.



Obr. 5.15 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 40x40

5.5.3 Zhodnocení výsledků monolitického lože

Na základě porovnání naměřených dat s vypočtenými výsledky pro tři rozměry voštinových monolitů Honeycomb byla zjištěna průměrná odchylka 16,2 %. Nejmenších odchylek naměřených hodnot od vypočtených bylo dosaženo v průtokovém rozsahu od 20 do 55 m³/h. Na velikost průměrné odchylky mají výrazný vliv odchylky hodnot naměřených při nízkých průtocích.

6 Návrh experimentálního okruhu pro měření průběhu teplot podél lože

Aby bylo možné vybrat pro matematický model nejvhodnější metody pro stanovení přestupu tepla v loži regeneračního výměníku tepla, je potřeba provést srovnání výpočtů s naměřenými daty. Vzhledem ke skutečnosti, že regenerativní tepelné výměníky nejsou běžně používané, jsou možnosti uskutečnit měření v reálném provozu velmi omezené. Možnost měření průběhu teplot podél regeneračního lože byla přislíbena na reálném provozním zařízení. Bohužel z důvodů zdravotní situace ve světě (COVID-19) toto měření nebylo umožněno a muselo se hledat náhradní řešení.

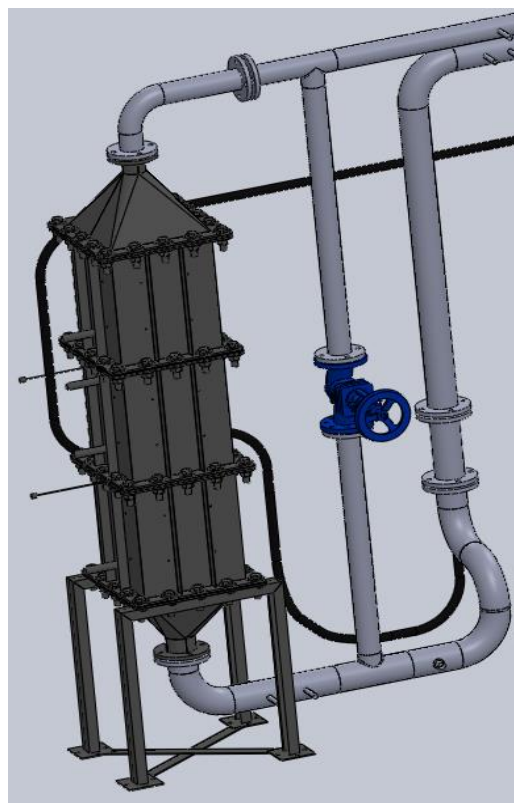
Jako náhradní varianta ověření výpočtových hodnot regenerátoru byla zvolena úprava školní poloprovozní katalytické jednotky. Aby bylo možné měření provést, musí dojít k úpravám potrubních tras a armatur napojených na poloprovozní jednotku. Jelikož původní varianta jednotky je konstruována pro jednosměrný tok a zařízení neumožňuje přepínání horkého a studeného proudu.

6.1 Původní provedení experimentální jednotky

Původní varianta poloprovozní jednotky (Obr. 6.1) byla navržena pro testování účinnosti katalyzátorů. Model jednotky je zobrazen na Obr. 6.2.



Obr. 6.1 – Poloprovozní jednotka [vlastní zdroj]



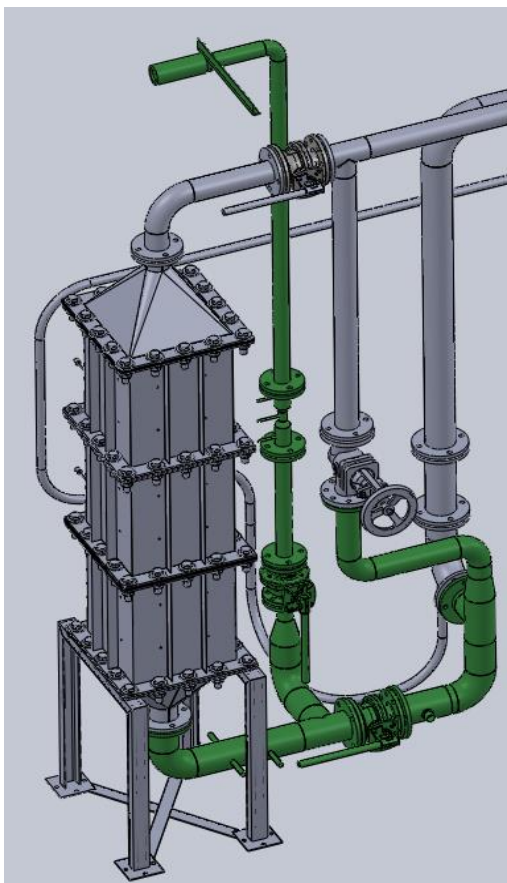
Obr. 6.2 – Model jednotky [vlastní zdroj]

Jednotka je umístěna v prostorách výzkumného centra Netme a je chráněna užitným vzorem č. 26827 [50].

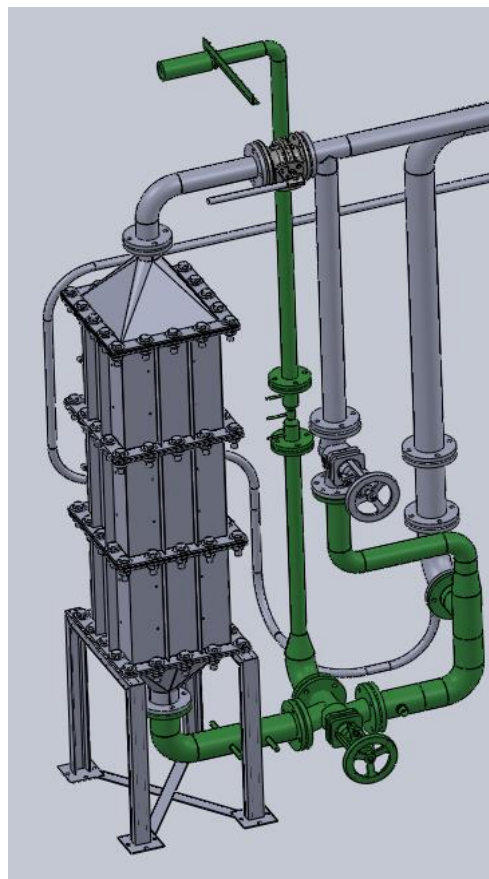
Celý technologický proces probíhá následovně. Nejprve dochází k vytvoření plynu určeného k čištění ve spalovací jednotce s injektorovým hořákem na zemní plyn (výkon 12 kW), který je schlazen na požadovanou teplotu vzduchem, případně vodou. Poté je proud plynu znečištěn polutanty VOC nebo methanem z tlakových lahví. Množství jednotlivých plynů je měřeno pomocí rotametrů. V poslední fázi projde znečištěný plyn katalytickým reaktorem, ve kterém dojde k jeho vyčištění a ochlazení. Následně jsou spaliny odvedeny pomocí ejektoru do spalínového komínu. Na vstupu a výstupu do reaktoru je měřena teplota a instalována odběrná místo pro detekci VOC [51].

6.2 Úprava stávající experimentální jednotky

Prvotní návrh úpravy počítal s přísaváním chladného vzduchu z okolí. Potřebný podtlak měl být vyvozený účinkem ejektoru umístěném v odtahovém potrubí. První navrhované varianty úpravy potrubního vedení s označením varianta A s dvěma ventily a varianta B s trojcestným ventilem jsou zobrazeny na (Obr. 6.3), resp. (Obr. 6.4). Navrhované úpravy trasy jsou vyznačeny zeleně. U těchto variant hrozilo, že vzduch nasávaný z okolí by mohl „přetlačit“ proud spalin a zhaset tak plamen u hořáku generátoru spalin.



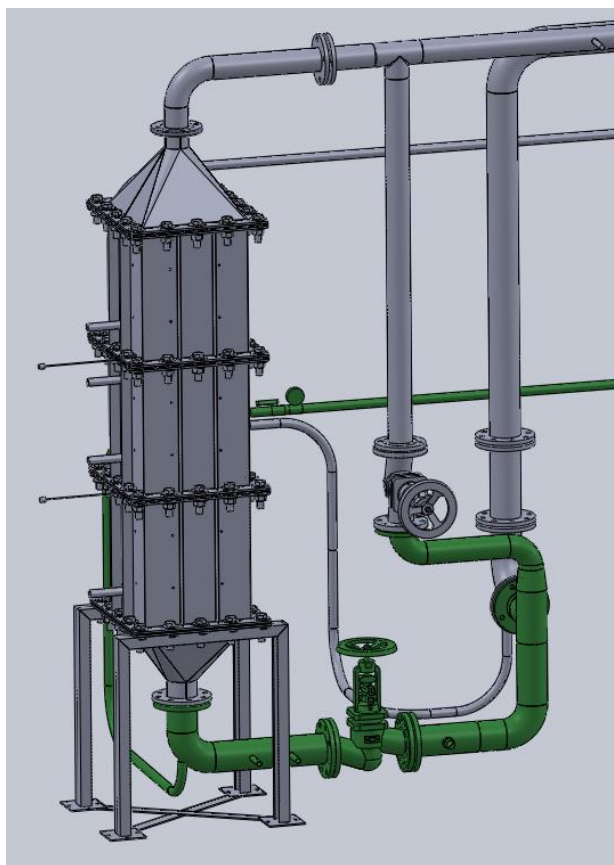
Obr. 6.3 – Varianta A [vlastní zdroj]



Obr. 6.4 – Varianta B [vlastní zdroj]

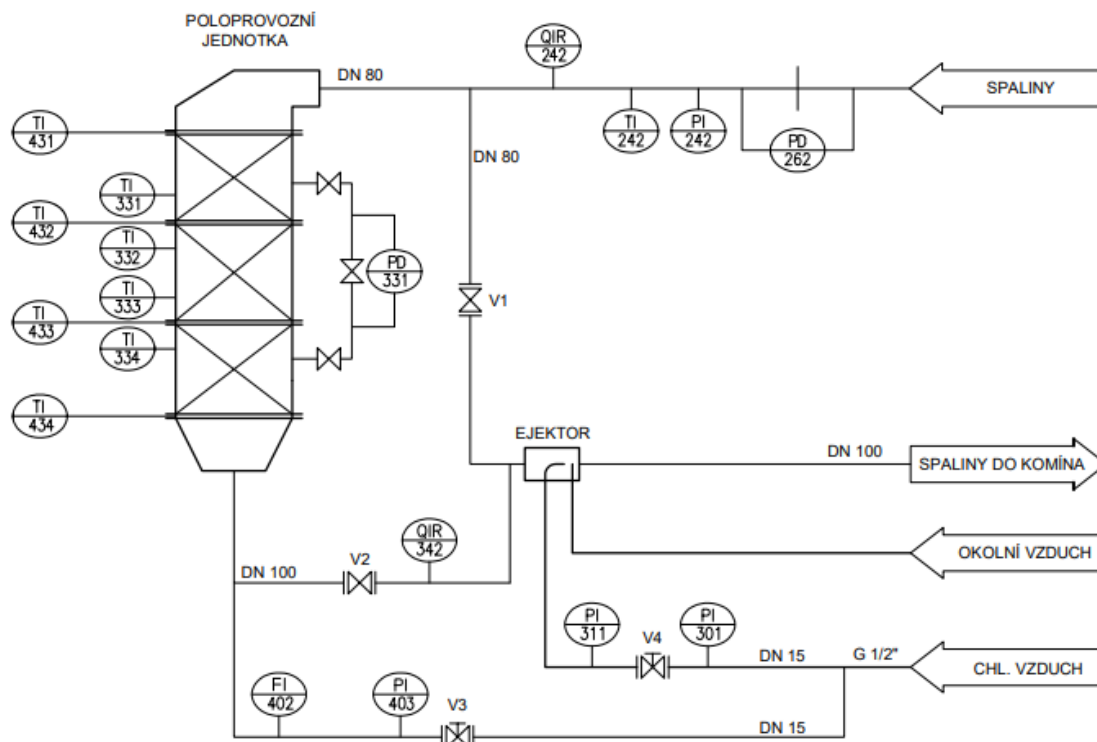
Proto byla zvolena varianta úpravy s využitím tlakového vzduchu jako chladného média. Chladicí tlakový vzduch bude připojen bajonetovou spojkou na návarek, který je součástí kolena DN100 umístěného pod poloprovozní jednotkou. Toto provedení pokryje hlavní tlakové ztráty způsobené průchodem média poloprovozní jednotkou. Protože není možné generátor spalin zcela vypnout, ale pouze snížit jeho výkon, musí ejektor při chladné periodě současně odtahovat nejen proud vzduchu, ale také proud spalin. Jelikož v současné době pracuje ejektor při své maximální účinnosti, bude nutnou součástí úpravy experimentální jednotky i nový ejektor.

Finální varianta umožňuje střídavě přepínat směry proudění, a proto je toto provedení vyhovující pro experimentální měření průběhu náplňovým ložem. Pro uskutečnění této úpravy je nutné rozšířit stávající část o potrubí a armatury pro vedení tlakového vzduchu z kompresoru ORL 15 CX s maximálním tlakem 13 bar a průtokem až 95 m³/h do regeneračního zařízení. Trasa tlakového vzduchu bude zakončena tryskou napojenou na spodní část reaktoru. Další nutnou úpravou je změna části litinového potrubí a přidání uzavíracího ventilu umožňujícího změnu směru proudění. Model s přehledem upravených částí je zobrazen na Obr. 6.5, nové potrubí a armatury jsou vyznačeny zelenou barvou. Ostatní potrubní části, včetně přívodu vzduchu k ejektoru zůstanou stávající.



Obr. 6.5 – Finální varianta [vlastní zdroj]

Technologické schéma upravené poloprovozní jednotky, která bude použita pro účely měření průběhu teplot v náplňovém loži přepínacího regeneračního výměníku, je zobrazeno na Obr. 6.6.

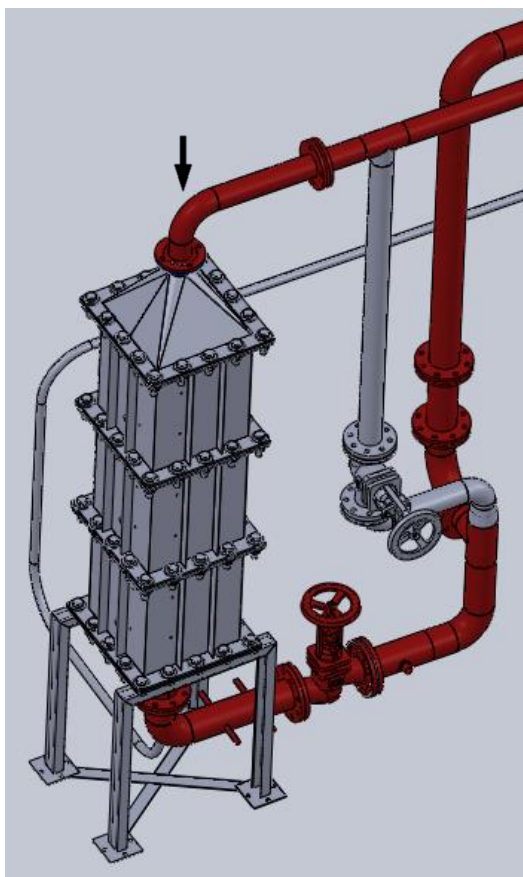


Obr. 6.6 – Technologické schéma (upraveno) [51]

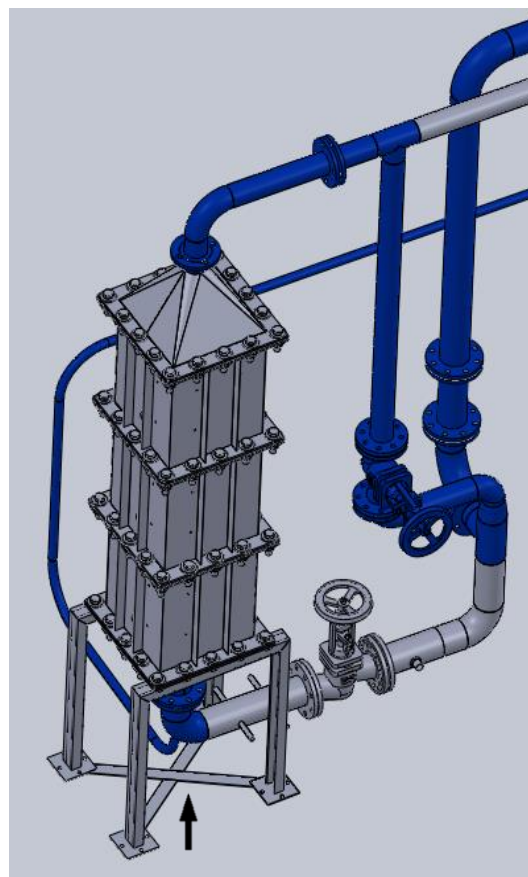
Spaliny z generátoru spalin v ohřevné fázi proudí potrubím vstupujícím do vrchní části regeneračního výměníku o teplotě 200 až 360 °C. Při průchodu jednotkou spaliny prochází přes náplňové lože, ve kterém dochází k akumulaci tepelné energie. Poté ochlazený vzduch proudí ven ze spodní části a následně je odváděn potrubím na pravé straně. Odvodu ochlazeného proudu napomáhá vzduchový ejektor. V této fázi je otevřený ventil s regulační kuželkou DN 100 s označením V2 a ventil přívodního tlakového vzduchu s označením V4. Trasa proudění teplého proudu je znázorněna na obrázku Obr. 6.7 směr proudění je z horní části dolů a je vyznačen červenou barvou.

V případě, že by vstupní médium obsahovalo těkavé organické látky VOC, které je třeba odstranit. Je potřeba před regenerační vrstvou umístit nosič s katalytickou vrstvou.

Po dostatečné akumulaci tepelné energie v akumulacím loži dojde ke změně proudění. Toho je docíleno uzavřením doposud otevřeného ventilu s regulační kuželkou DN 100 s označením V2 a otevřením jehlového škrticího ventilu na přívodní trase tlakového vzduchu s označením V3 a zároveň otevřením ventilu s regulační kuželkou DN 80 s označením V1. Po této změně proudí čistý chladný tlakový vzduch přes návarek na koleně DN100 ve spodní části regeneračního výměníku a dochází k jeho ohřevu pomocí akumulovaného tepla v náplňovém loži. Trasa proudění studeného proudu je znázorněna na Obr. 6.8 směr proudění je ze spodní části nahoru a je vyznačen modrou barvou.



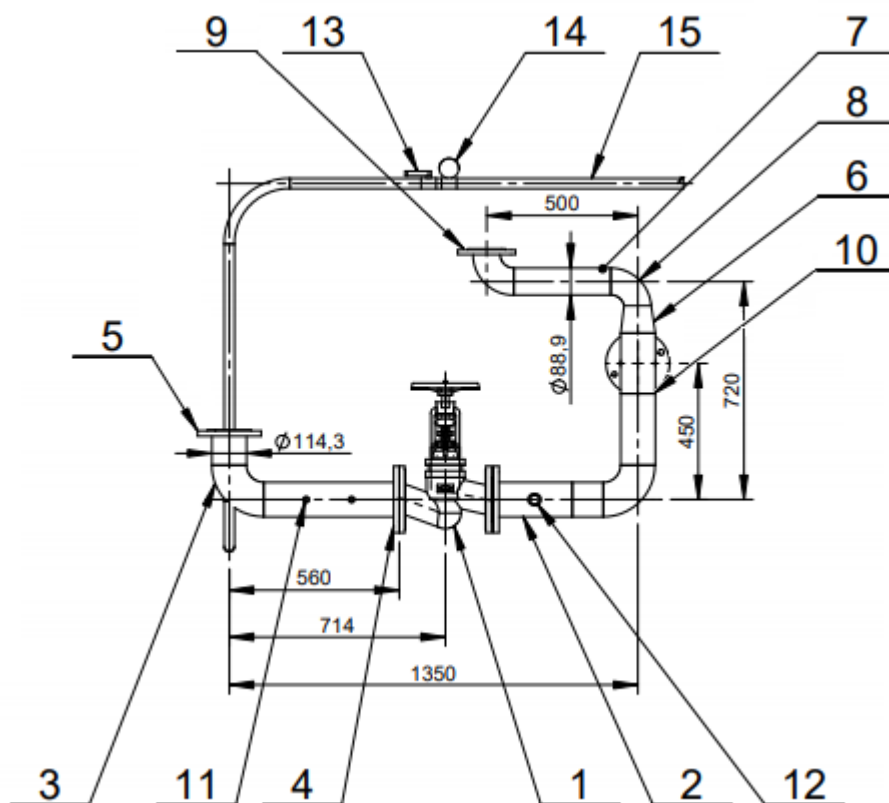
Obr. 6.7 – Ohřevná fáze [vlastní zdroj]



Obr. 6.8 – Chladicí fáze [vlastní zdroj]

6.3 Podklady pro úpravu experimentální jednotky

Pro přestavbu experimentálního zařízení bylo potřeba poptat a objednat potrubí, armatury a komponenty pro ocelovou část (materiál 17 248) a pro vzduchovou část. Chrom niklová ocel s označením ČSN 17 248 má teplotní odolnost do 850 °C, je odolná proti korozi a je dobře svařitelná, proto je vhodná pro přestavbu zařízení. Výkres sestavy upravované části experimentálního zařízení je v příloze 1 a výrobní výkres je v příloze 2. Zjednodušený sestavní výkres s přehledem jednotlivých pozic dílů je zobrazen na Obr. 6.9. Přehled jednotlivých položek kusovníku a jejich množství je zaznamenán v Tab. 6.1. Soupiska materiálu potřebného pro kompletaci a montáž upravovaných potrubních částí a armatur je uvedena v Tab. 6.2. Litinovou potrubní část je nutno po montáži zaizolovat, aby byly eliminovány tepelné ztráty do okolí.



Obr. 6.9 – Zjednodušený výkres sestavy [vlastní zdroj]

Tab. 6.1 – Seznam položek kusovníku

Položka	Mn.(m/ks)
1 Uzavírací ventil s regulační kuželkou V40 DN 100 PN 16	1
2 Trubka svařovaná 114,3x2 mm, mat. 17 248	2
3 Koleno 90°, 114,3x2 mm, mat. 17 248	2
4 Příruba krková DN100PN16, EN1092-1, 17248	2
5 Příruba krková DN100PN6, EN1092-1, 17248	2
6 Přejchod 114,3x2 mm na 88,9x2 mm	1
7 Trubka svařovaná 88,9x2, mat. 17 248	1
8 Koleno 90°, 88,9x2, mat 17 248	2
9 Příruba krková DN80PN6, EN1092-1, 17248	1
10 T-kus 114,3x2	1
11 Trubka bezešvá 21,4x2 mm	1
12 Trubka bezešvá 42,5x2 mm, mat 17 248)	0,5

Tab. 6.2 – Seznam položek neuvedených v kusovníku

Položka	Mn.(m/ks)
13 Návarek s vnějším závitem na trubku 21,4x2 mm (Vsuvka typ 308, 316 – ½“)	4
14 Návarek s vnějším závitem na trubku 42,5x2mm (Vsuvka typ 308, 316 – 1 ¼“)	2
15 Kondenzační smyčka	1
16 Spojka bajonetová 40 mm, mosaz, GZ 1"	3
17 Spojka bajonetová 40 mm, mosaz, na hadici 25 mm	4
18 Záslepka bajonetové spojky 40 mm, mosaz	1
19 Hadice MPX 20 bar 25x35 mm	20
20 Objímka HDC 32÷35 mm, šířka 20 mm, W1	8
21 Manometr 0–16 bar, GZ 1/2"BSP spodní	1
22 Adaptér redukční s GZ 1" BSP / GW 1/2" BSP, mosaz	1
23 T-kus s GW BSP 1", mosaz	1
24 Nipl s GZ BSP 1", mosaz	1
25 Jehlový škrťací ventil, GW 1", PN 100, –10/+80 °C	1
26 Uložení na 1“ trubku pro uchycení ke zdi	1

6.4 Měření a vyhodnocení přestupu tepla

Po úpravě potrubní trasy bude provedeno měření průběhu teplot na vstupu a výstupu náplňového lože. Naměřená data budou následně porovnána s teplotami získanými pomocí dostupných výpočtových metod uvedených v kapitole 4.5.

6.4.1 Měření teplot

Experimentální jednotka se skládá ze tří sekcí, ve kterých může být uloženo náplňové lože. Pro stanovení teploty plynu vstupujícího a vystupujícího z jednotlivých vrstev náplňového lože jsou v současné době v jednotce umístěny 4 teploměry.

Za účelem zjištění tepelných ztrát lože bude prováděno i měření povrchových teplot vnitřní vestavby, ve které je lože umístěno. Měření povrchové teploty vnitřní vestavby bude uskutečněno pomocí čtyř termočlánekových snímačů typu K, které budou přiděleny na jejich povrch a budou napojeny na řídicí jednotku sběru dat. K měření teplot bude použit plášťový termočlánek Senzo TEMP PTx (Obr. 6.10) s teplotní odolností až 800 °C. Průměr pláště termočláneku je 2 mm a délka 700 mm. Hlavice termočlánekového snímače je vyrobena ze slitiny Ni-Cr (Inconel 600) [51].

Úprava poloprovozní jednotky počítá s umístěním teploměrů do přírub mezi jednotlivé části reaktoru. Pro tuto úpravu je potřeba do přírub vyfrézovat drážky pro zasunutí

měřících termočlávkových teploměrů. Toto rozmístění umožní měření teploty před a za náplňovým ložem. Teploměry budou zasunuty do vyfrézovaných drážek a budou končit zároveň s hranou vnitřní vestavby a vsunuty do „kapsy“, která bude na vestavbu přivařena. To kvůli zajištění kontaktu čidla s povrchem vestavby.



Obr. 6.10 – Snímače teplot Senzo TEMP PTx [52]

Nové termočlánky pro měření teploty vnitřní vestavby umístěné v přírubách jsou v technologickém schématu na Obr. 6.6 označeny PI 431, PI 432, PI433 a PI 434. K stávajícím měření je kromě termočlávků zapotřebí doplnit na přívod tlakového vzduchu měření průtoku FI 402 a měření pro kontrolu tlaku vzduchu PI 403.

Všechna naměřená data teplot a průtoků budou zavedena do vyhodnocovací měřicí ústředny.

6.4.2 Průběh experimentálního měření

Experimentální měření bude probíhat následujícím způsobem:

- Měření začíná ohřevnou fází, kdy dochází k akumulaci tepla ze spalin zemního plynu do náplňového lože. V této fázi experimentálního měření je otevřen ventil V2, ventily V1 a V3 jsou uzavřené. Přívod vzduchu do ejektoru ovládaný ventilem V4 je po celou dobu měření otevřen, protože napomáhá odvodu teplého i chladného média do komína.
- Po požadovanou dobu periody jedné fáze jsou měřeny a zaznamenávány potřebné hodnoty teplot, průtoků a tlaků.
- Ohřevná fáze je ukončena snížením výkonu generátoru spalin. Následně je ventil V2 uzavřen a ventily V1 a V3 otevřeny.
- Následuje chladicí fáze, při které dochází k ochlazení náplně regenerátoru (příprava na další měření). I tato fáze může být využita jako část experimentálního měření.
- Po ochlazení je náplňové lože připraveno na další měření ohřevné fáze.

6.4.3 Vstupní parametry

Pro každý typ a rozměr náplňového lože bude probíhat měření teplot pro různé vstupní parametry. Doba periody jedné fáze bude stanovena s ohledem na průběh výstupních teplot z regeneračního lože. Mezi proměnné parametry experimentálního měření patří:

- Změna objemového průtoku ohřevného média při konstantní vstupní teplotě (hodnoty průtoku budou voleny pro pokrytí celého průtokového rozsahu, který experimentální zařízení umožňuje).
- Změna vstupních teplot ohřevného média při konstantním objemovém průtoku (voleno na základě provozního rozsahu experimentálního zařízení v intervalu 200 až 360 °C).

6.4.4 Porovnání vypočtených a naměřených hodnot

Bude provedeno několik měření pro různé vstupní parametry a různé druhy náplňového lože. Následně bude provedeno porovnání naměřených výstupních teplot s hodnotami vypočtenými pomocí výpočtového programu při použití různých metod pro určení součinitele přestupu tepla v loži. Vstupními daty pro výpočet teplot bude doba periody, průtok a složení plynu, vstupní teploty a geometrie lože. Pro výpočet budou postupně použity metody pro stanovení Nusseltova kritéria uvedené v kapitole 4.5, jehož hodnota je důležitá pro stanovení součinitele přestupu tepla náplňovým ložem.

Pro naměřená a vypočtená data bude provedeno statické zpracování dat obdobným způsobem jako v případě tlakových ztrát (viz kapitola 5.2). Následně budou výpočtové metody porovnány a bude zvolena nejvhodnější metoda pro výpočtový matematický model pro různé typy loží.

Závěr

Diplomová práce se zabývá výpočtovou podporou specifického integrovaného zařízení, resp. jeho regenerační části. V teoretické části diplomové práce bylo popsáno rozdělení regeneračních výměníků a následně uvedeno jejich srovnání s rekuperačními výměníky. V návaznosti na tuto kapitolu bylo popsáno materiálové složení a typy lože, které tvoří stěžejní část přepínacích regeneračních výměníků. Poté byly uvedeny možnosti využití regeneračních výměníků v různých aplikacích, např. jako výměník tepla využívající náplňové regenerační lože k přenosu tepla z odpadního proudu na proud vstupující do technologického procesu, jako regenerační výměník s katalytickým ložem používaný k odstraňování těkavých organických látek z odpadního plynu nebo jako regenerační hořák používaný na výrobních linkách.

Cílem diplomové práce byla experimentální podpora při vývoji výpočtového programu pro návrh integrovaného zařízení. Výpočtový program umožňuje výpočet regeneračního a katalytického lože. Diplomová práce se zabývá podporou matematické modelu, který se využívá pro výpočet regeneračního lože. Tento výpočtový model využívá otevřenou Willmottovu iterační metodu. Ve výpočtu hrají významnou roli tlakové ztráty a přestup tepla, které jsou zároveň důležité při výběru vhodného náplňového lože pro danou aplikaci.

První část praktické práce se zabývá sběrem dostupných výpočtových metod pro stanovení tlakových ztrát náplňového lože a následně jejich porovnáním s daty naměřenými na experimentálním zařízení. Srovnání bylo provedeno pro sypané kuličkové lože (3 rozměry kuliček), sypané sedlové lože a monolitické lože nazývané Honeycomb. V případě kuličkového lože se pro výpočet mezerovitosti lože nejvíce osvědčila metoda autorů Zou a Yu, při výpočtu tlakových ztrát pomocí tohoto vztahu bylo dosaženo průměrné střední odchylky 6,5 % od naměřených hodnot. Nejpresnější metodou pro výpočet tlakových ztrát sypaného kuličkového lože byla metoda autora Tallmadge. Při výpočtu tlakových ztrát sypaného sedlového se nejvíce osvědčil výpočet podle Brauera, tato metoda byla v případě kuličkového lože nejméně přesná. Pro výpočet tlakových ztrát monolitického lože byl použit vztah vycházející z Darcy-Weisbachovy rovnice, kde průměrná střední odchylka pro všechny měření dosáhla hodnoty 16,2 %.

Další část diplomové práce se zabývá sběrem dostupných vztahů pro výpočet součinitele přestupu tepla náplňového lože. Možnost ověření vhodnosti těchto vztahů byla přislíbena a měla být ověřena měřením na reálném provozním zařízení. Bohužel z důvodu nepříznivé zdravotní situace ve světě (COVID-19), toto měření nebylo možné uskutečnit. Jako náhradní varianta byla zvolena úprava školního experimentálního zařízení, kterou se zabývá část této práce. Původní zařízení umožňovalo pouze jednosměrný tok, proto byla navržena úprava potrubní trasy a armatur, která umožní přepínání proudění na ohřevnou a chladnou fázi. Pro tuto úpravu byla připravena výkresová dokumentace, poptán a objednan potřebný materiál. Dalším krokem úpravy experimentálního zařízení bude návrh nového ejektoru potřebného pro odtah spalín a vzduchu při chladné periodě, protože stávající ejektor pracuje v současné době při své maximální účinnosti.

SEZNAM POUŽITÉ LITERATURY

- [1] WILLMOTT, A. John. REGENERATIVE HEAT EXCHANGERS. *Thermomedia*. [online], [cit. 2020-12-17]. Dostupné z: <http://www.thermopedia.com/content/1087/>
- [2] WILLMOTT, A. John a Frank W. SCHMIDT. Thermal Energy Storage and Regeneration. USA: ThriftBooks-Chicago, 1981. ISBN 9780070553460.
- [3] POSTUPA, Martin. Moderní rotační výměníky tepla. *TZB-info* [online]. KASTT, spol. s.r.o., 2017 [cit.2020-12-05]. Dostupné z: <https://vetrani.tzb-info.cz/vetrani-s-rekuperaci/15795-moderni-rotacni-vymeniky-tepla>
- [4] Nařízení komise EU 1253/2014
- [5] KASTT. Rotační výměníky tepla [online]. [cit. 2020-12-26]. Dostupné z: <https://kastt.cz/wp-content/uploads/2017/11/Rotory.pdf>
- [6] The Efficient Use of Energy [online]. Elsevier, 1982 [cit. 2021-02-12]. ISBN 9780408012508. Dostupné z: doi:10.1016/C2013-0-00885-7
- [7] VDI Heat Atlas [online]. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg, 2010 [cit. 2021-05-02]. ISBN 978-3-540-77876-9. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-540-77877-6
- [8] Kilkovsky, B.; Jegla, Z. An Experimental Verification of Pressure Drop for Integrated Regenerative Equipment. *Chem. Eng. Trans.* 2019. ISBN 978-88-95608-73-0. Dostupné z: doi: 10.3303/CET1976043
- [9] Govender, S.; Friedrich, H.B. Monoliths: A Review of the Basics, Preparation Methods and Their Relevance to Oxidation. *Catalysts* 2017, 7, 62. Dostupné z: <https://doi.org/10.3390/catal7020062>
- [10] LIU, P. S. Porous materials: processing and applications. Waltham, MA: Elsevier, 2014. ISBN 978-0-12-407788-1.
- [11] CERAMIC FOAM FILTERS. MaterialDistrict [online]. [cit. 2021-03-03]. Dostupné z: <https://materialdistrict.com/material/ceramic-foam-filters/>
- [12] Motorcycle/Vehicle Catalytic Converter Metal Honeycomb Catalyst Substrate. Focus Technology Co., Ltd. [online]. [cit. 2021-03-03]. Dostupné z: <https://xiaomingdxy.en.made-in-china.com/product/ISuJiPUOXzcv/China-Motorcycle-Vehicle-Catalytic-Converter-Metal-Honeycomb-Catalyst-Substrate.html>
- [13] Zhixiang Zhang, Zheng Jiang, Wenfeng Shangguan, Low-temperature catalysis for VOCs removal in technology and application: A state-of the-art review, *Catalysis Today*, Volume 264, 2016, Pages 270-278, ISSN 0920-5861. Dostupné z: <https://doi.org/10.1016/j.cattod.2015.10.040>.
- [14] AKSYUSHIN, M., M. KALUGIN, G. MALIKOV a Y. YAROSHENKO. Improvement of the Energy Efficiency of Hot Blast Stove Performance.

- SYNGELLAKIS, Stavros a Jerome J CONNOR, ed. Advanced Methods and Technologies in Metallurgy in Russia [online]. Cham: Springer International Publishing, 2018, 2018-12-24, s. 169-176 [cit. 2021-03-03]. Innovation and Discovery in Russian Science and Engineering. ISBN 978-3-319-66353-1. Dostupné z: doi:10.1007/978-3-319-66354-8_20
- [15] KOTOUČEK, M., K. LANG, L. VAŠICA, S. DVOŘÁK a L. NEVŘIVOVÁ. OHŘÍVAČE VYSOKOPECNÍHO VĚTRU [online]. [cit. 2021-03-03]. Dostupné z: <http://konsys-t.tanger.cz/files/proceedings/10/reports/1945.pdf>
- [16] ČESKÝ HYDROMETEOROLOGICKÝ ÚSTAV. Látky bez imisního limitu [online], 2019. [cit. 2021-03-03]. Dostupné z: https://www.chmi.cz/files/portal/docs/uoco/isko/grafroc/19groc/gr19cz/04_9_latky_bez_imisniho_limitu_v4.pdf
- [17] EVECO BRNO, S.R.O. Technologie ke snižování emisí: Těkávé organické sloučeniny a pachové látky [online]. [cit. 2021-03-03]. Dostupné z: http://www.ekomonitor.cz/sites/default/files/filepath/prezentace/5_voc_a_pachov_ltky_fin_oplzz.pdf
- [18] Technologie pro ochranu ovzduší a snižování emisí VOC. ELVAC [online]. [cit. 2021-05-03]. Dostupné z: <https://www.elvac.eu/portfolio/ekotechnika/technologie-pro-ochranu-ovzdusi-a-snižovani-emisi-voc>
- [19] Regenerativní termická oxidace. ELVAC [online]. [cit. 2021-04-29]. Dostupné z: https://www.elvac.eu/Portals/0/Docs/Ekotechnika/Tech_ochr_ovz/Letak_regenerativni_termicka_ox.pdf?ver=2015-12-07-104552-327&fbclid=IwAR0AoHagCuSfqVNDInMY3yOJL0zF3IFjas3MTLbnvuvyK2-SDPQwMQNrSo
- [20] Regenerativní katalytická oxidace. ELVAC [online]. [cit. 2021-04-29]. Dostupné z: https://www.elvac.eu/Portals/0/Docs/Ekotechnika/Tech_ochr_ovz/Letak_regenerativni_katalyticka_ox.pdf?ver=2015-12-07-104552-263
- [21] TANGJITSITCHAROEN, Somkiat, S. RATANAKUAKANGWAN a N. FUANGWORAWONG. Investigation of Regenerative and Recuperative Burners for Different Sizes of Reheating Furnaces [online]. [cit. 2021-05-03]. Dostupné z: doi:10.5281/zenodo.108846
- [22] Regemat. REKUMAT [online]. [cit. 2021-04-29]. Dostupné z: [357http://www.rekumat.cz/documents/cz_Regemat350.pdf](http://www.rekumat.cz/documents/cz_Regemat350.pdf)
- [23] HAUSEN, Helmuth. Über die Theorie des Wärmeaustausches in Regeneratoren. ZAMM – Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik [online]. 1929, 9(3), 173-200 [cit. 2021-05-03]. ISSN 00442267. Dostupné z: doi:10.1002/zamm.19290090302
- [24] HILL, A a A J WILLMOTT. Modelling the Temperature Dependence of Thermophysical Properties in a Closed Method for Regenerative Heat-Exchanger Simulations. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A:*

- Journal of Power and Energy* [online]. 2016, **205**(3), 195-206 [cit. 2021-05-03]. ISSN 0957-6509. Dostupné z: doi:10.1243/PIME_PROC_1991_205_028_02
- [25] WILLMOTT, A.J. Digital computer simulation of a thermal regenerator. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 1964, **7**(11), 1291-1302 [cit. 2021-05-06]. ISSN 00179310. Dostupné z: doi:10.1016/0017-9310(64)90069-9
- [26] WILLMOTT, A.J. Simulation of a thermal regenerator under conditions of variable mass flow. *International Journal of Heat and Mass Transfer* [online]. 1968, **11**(7), 1105-1116 [cit. 2021-05-06]. ISSN 00179310. Dostupné z: doi:10.1016/0017-9310(68)90028-8
- [27] WADELL, Hakon. Volume, Shape, and Roundness of Quartz Particles. *The Journal of Geology* [online]. 1935, **43**(3), 250-280 [cit. 2021-05-05]. ISSN 0022-1376. Dostupné z: doi:10.1086/624298
- [28] ZOU, R.P a A.B. YU. The packing of spheres in a cylindrical container: the thickness effect. *Chemical Engineering Science* [online]. 1995, **50**(9), 1504-1507 [cit. 2021-05-05]. ISSN 00092509. Dostupné z: doi:10.1016/0009-2509(94)00483-8
- [29] SOLOMON, H. RANDOM PACKING DENSITY [online]. [cit. 2021-05-03]. Dostupné z: https://digitalassets.lib.berkeley.edu/math/ucb/text/math_s5_v3_article-08.pdf
- [30] BENYAHIA, F. a K. E. O'NEILL. Enhanced Voidage Correlations for Packed Beds of Various Particle Shapes and Sizes. *Particulate Science and Technology* [online]. 2005, **23**(2), 169-177 [cit. 2021-05-03]. ISSN 0272-6351. Dostupné z: doi:10.1080/02726350590922242
- [31] STAMENIC, Mirjana. Experimental research of pressure drop in packed beds of monosized spheres a novel correlation for pressure drop calculation. *Thermal Science* [online]. 2017, 21(suppl. 3), 717-724 [cit. 2021-05-03]. ISSN 0354-9836. Dostupné z: doi:10.2298/TSCI161025327S
- [32] LI, Liangxing a Weimin MA. Experimental Study on the Effective Particle Diameter of a Packed Bed with Non-Spherical Particles. *Transport in Porous Media* [online]. 2011, 89(1), 35-48 [cit. 2021-05-06]. ISSN 0169-3913. Dostupné z: doi:10.1007/s11242-011-9757-2
- [33] ERDIM, Esra, Ömer AKGIRAY a İbrahim DEMİR. A revisit of pressure drop-flow rate correlations for packed beds of spheres. *Powder Technology* [online]. 2015, 283, 488-504 [cit. 2021-05-03]. ISSN 00325910. Dostupné z: doi:10.1016/j.powtec.2015.06.017
- [34] TALLMADGE, J. A. Packed bed pressure drop—an extension to higher Reynolds numbers. *AIChE Journal* [online]. 1970, 16(6), 1092-1093 [cit. 2021-05-03]. ISSN 0001-1541. Dostupné z: doi:10.1002/aic.690160639
- [35] Emrah Ozahi, Mehmet Yasar Gundogdu, Melda Ö. Carpinlioglu, A Modification on Ergun's Correlation for Use in Cylindrical Packed Beds With Non-spherical

- Particles, Advanced Powder Technology, Volume 19, Issue 4, 2008, Pages 369-381, ISSN 0921-8831, Dostupné z: <https://doi.org/10.1163/156855208X314985>.
- [36] HARRISON, Luke D., Kyle M. BRUNNER a William C. HECKER. A Combined Packed-Bed Friction Factor Equation: Extension to Higher Reynolds Number with Wall Effects. *AIChE Journal* [online]. 2013, 59(3), 703-706 [cit. 2021-05-03]. ISSN 00011541. Dostupné z: [doi:10.1002/aic.14034](https://doi.org/10.1002/aic.14034)
- [37] YOVANOVICH, M. M. *General Expression for Forced Convection Heat and Mass Transfer from Isopotential Spheroids* [online]. 1998 [cit. 2021-05-06]. Dostupné z: http://www.mhtlab.uwaterloo.ca/pdf_papers/mhtl88-10.pdf
- [38] *Journal of Heat Transfer* [online]. 83. 1961 [cit. 2021-05-06]. ISSN 0022-1481. Dostupné z: <https://asmedigitalcollection.asme.org/heattransfer/article/83/2/170/416467/Discussion-Forced-Convection-Heat-Transfer-From-an>
- [39] HUGHMARK, G. A. Mass and heat transfer from rigid spheres. *AIChE Journal* [online]. 1967, 13(6), 1219-1221 [cit. 2021-05-06]. ISSN 0001-1541. Dostupné z: [doi:10.1002/aic.690130638](https://doi.org/10.1002/aic.690130638)
- [40] KUNII, Daizo a Octave LEVENSPIEL. *A general equation for the heat-transfer coefficient at wall surfaces of gas/solid contactors* [online]. 1991, 30(1), 136-141 [cit. 2021-05-06]. ISSN 0888-5885. Dostupné z: [doi:10.1021/ie00049a021](https://doi.org/10.1021/ie00049a021)
- [41] HOLMAN, J. P. *Experimental Methods for Engineers*. 8th Edit. New York: McGraw-Hill, 2012. ISBN 007-132648-0.
- [42] SADRAMELI, S.M. Mathematical models for the simulation of thermal regenerators: A state-of-the-art review. *Renewable and Sustainable Energy Reviews* [online]. 2016, 58, 462-476 [cit. 2021-05-06]. ISSN 13640321. Dostupné z: [doi:10.1016/j.rser.2015.12.154](https://doi.org/10.1016/j.rser.2015.12.154)
- [43] LEMCOFF, N. O., S. I. PEREIRA DUARTE a O. M. MARTÍNEZ. Heat transfer in packed beds. *Reviews in Chemical Engineering* [online]. 1990, 6(4), 229-292 [cit. 2021-5-20]. Dostupné z: https://www.researchgate.net/profile/Norberto-Lemcoff/publication/282994987_Heat_transfer_in_packed_beds/links/5b81984a299bf1d5a7270cd7/Heat-transfer-in-packed-beds.pdf
- [44] TUN, Chan Mya, Anthony Gordon FANE, Jose Thomas MATHEICKAL a Roya SHEIKHOLESLAMI. Membrane distillation crystallization of concentrated salts—flux and crystal formation. *Journal of Membrane Science* [online]. 2005, 257(1-2), 144-155 [cit. 2021-05-19]. ISSN 03767388. Dostupné z: [doi:10.1016/j.memsci.2004.09.051](https://doi.org/10.1016/j.memsci.2004.09.051)
- [45] IZQUIERDO-GIL, M. Factors affecting flux and ethanol separation performance in vacuum membrane distillation (VMD). *Journal of Membrane Science* [online]. 2003, 214(1), 113-130 [cit. 2021-05-19]. ISSN 03767388. Dostupné z: [doi:10.1016/S0376-7388\(02\)00540-9](https://doi.org/10.1016/S0376-7388(02)00540-9)

- [46] GRYTA, M., M. TOMASZEWSKA a A.W. MORAWSKI. Membrane distillation with laminar flow. Separation and Purification Technology [online]. 1997, 11(2), 93-101 [cit. 2021-05-19]. ISSN 13835866. Dostupné z: doi:10.1016/S1383-5866(97)00002-6
- [47] LAWSON, Kevin W. a Douglas R. LLOYD. Membrane distillation. Journal of Membrane Science [online]. 1997, 124(1), 1-25 [cit. 2021-05-19]. ISSN 03767388. Dostupné z: doi:10.1016/S0376-7388(96)00236-0
- [48] GEANKOPLIS, Christie J. Transport processes and unit operations. 3rd ed. Englewood Cliffs: Prentice-Hall, 1993. ISBN 0-13-930439-8.
- [49] PHATTARANAWIK, J. Effect of pore size distribution and air flux on mass transport in direct contact membrane distillation. Journal of Membrane Science [online]. 2003, 215(1-2), 75-85 [cit. 2021-05-19]. ISSN 03767388. Dostupné z: doi:10.1016/S0376-7388(02)00603-8
- [50] JECHA, David, Vladimír BRUMMER a Pavel SKRYJA. Multifunkční poloproduční jednotka pro snižování polutantů z odpadního plynu. Užité vzor, 26 827. Uděleno 24. 04. 2014.
- [51] BRUMMER, V. Zařízení pro zneškodňování odpadních plynů katalytickou oxidací. Brno: Vysoké učení technické v Brně, Fakulta strojního inženýrství, 2017. 161 s. Vedoucí disertační práce doc. Ing. Ladislav Bébar, CSc.
- [52] Plášťové snímače teploty. SENZORY CZ [online]. [cit. 2021-04-29]. Dostupné z: <http://www.senzorycz.eu/produkty/teplota/plastove-snimace-teploty-ohebne/senzotemp-ptx.html>

SEZNAM POUŽITÝCH SYMBOLŮ A ZKRATEK

Symbol	Jednotka	Popis
Re	[-]	Reynoldsovo číslo
v	[m/s]	Rychlost proudění ve volném průřezu
D_h	[m]	Hydraulický průměr
ρ	[kg/m ³]	Hustota plynu
η	[Pa·s]	Dynamická viskozita
S	[m ²]	Průtočný průřez
O	[m]	Smáčený obvod
\dot{V}	[m ³ /h]	Objemový průtok
ψ	[-]	Sféricita
S_k	[m ²]	Plocha kulové částice stejného objemu
S_p	[m ²]	Plocha částice
ε	[-]	Mezerovitost
V_f	[m ³]	Objem obsazený kapalinou
V_B	[m ³]	Objem naplněného lože
V_P	[m ³]	Objem částic v loži
D_t	[m]	Ekvivalentní průměr kanálu
d_p	[m]	Ekv. průměr částice podle specifického povrchu
$\frac{\Delta p}{L}$	[Pa/m]	Gradient tlakové ztráty
L	[m]	Výška lože
f_p	[-]	Součinitel tření
f_{pE}	[-]	Součinitel tření podle Erguna
A_p	[m ²]	Plocha jedné částice
d_v	[m]	Ekvivalentní průměr částice podle objemu
Re_p	[-]	Reynoldsovo číslo pro sypané lože
f_{pE}	[-]	Součinitel tření podle Erguna
Re_l	[-]	Modifikované Reynoldsovo číslo
Re_m	[-]	Modifikované Reynoldsovo číslo
f_{pB}	[-]	Součinitel tření podle Brauera
f_{pC}	[-]	Součinitel tření podle Carmana
f_{pT}	[-]	Součinitel tření podle Tallmadge
f_{pO}	[-]	Součinitel tření dle Ozahi, Gundogdu a Carpinlioglu

Symbol	Jednotka	Popis
f_{pH}	[-]	Součinitel tření podle Harrison, Brunner a Hecker
S_p	[m ²]	Volná průtočná plocha
a_k	[m]	Rozměr strany kanálku
$n_{kř}$	[-]	Počet kanálků v řadě
$n_{kř}$	[-]	Počet řad
Δp_{cm}	[Pa]	Celkové tlakové ztráty monolitického lože
Δp_t	[Pa]	Tlakové ztráty třením
Δp_m	[Pa]	Tlakové ztráty místními odpory
λ	[-]	Součinitel tření
v_ε	[m/s]	Rychlost proudění v kanálcích lože
A_{pr}	[-]	Konstanta podle průřezu
Δp_{tm}	[Pa]	Modifikované tlakové ztráty třením
ζ	[-]	Součinitel místních ztrát
α	[W/(m ² ·K)]	Součinitel přestupu tepla
Nu	[-]	Nusseltovo číslo
λ_m	[W/(m·K)]	Tepelná vodivost média
Pr	[-]	Prandtlovo číslo
C_p	[J/(kg·K)]	Měrná tepelná kapacita
Nu_F	[-]	Nusseltovo číslo podle Frössling
Nu_D	[-]	Nusseltovo číslo podle Drake and Backer
Nu_H	[-]	Nusseltovo číslo podle Hungmark
Nu_K	[-]	Nusseltovo číslo podle Kunii and Levenspiel
Nu_W	[-]	Nusseltovo číslo podle Wakuo and Kaguei
Nu_S	[-]	Nusseltovo číslo podle Sadrameli
Re_S	[-]	Modifikované Reynoldsovo číslo
Nu_{DL}	[-]	Nusseltovo číslo podle Dixon a Labua
Nu_{Sa}, Nu_{Sb}	[-]	Nusseltovo číslo podle Specchia a kol.
μ_w	[N·s/m ²]	Kinematická viskozita při teplotě stěny
Nu_T	[-]	Nusseltovo číslo podle Tun a kol.
Nu_I	[-]	Nusseltovo číslo podle Izquierdi-Gil a kol.
Nu_G	[-]	Nusseltovo číslo podle Gryta a kol.

Symbol	Jednotka	Popis
Nu_L	[-]	Nusseltovo číslo podle Lawson a kol.
Nu_{Ge}	[-]	Nusseltovo číslo podle Geankoplis
Nu_P	[-]	Nusseltovo číslo podle Phattaranawik a kol.
ME	[-]	Střední odchylka
p_v	[Pa]	Tlaková ztráta vypočtená
p_n	[Pa]	Tlaková ztráta naměřená
n	[-]	Počet naměřených/vypočtených hodnot
$maxRE+$	[%]	Maximální kladná odchylka
$maxRE-$	[%]	Maximální záporná odchylka

SEZNAM OBRÁZKŮ

Obr. 1.1 – Rotační regenerační výměník (upraveno) [2]	13
Obr. 1.2 – Regenerační výměník s vyplachovací komorou (upraveno) [3]	14
Obr. 1.3 – Cykly přepínacího regeneračního výměníku (upraveno) [1]	16
Obr. 2.1 – Tělíska sypaného lože (upraveno) [8]	18
Obr. 2.2 – Uzavřená vazba koše [2]	19
Obr. 2.3 – Průřez plochy monolitu [vlastní zdroj]	19
Obr. 2.4 – Keramické voštinové monolity [10]	20
Obr. 2.5 – Keramická pěna [11]	20
Obr. 2.6 – Kovové monolity [12]	21
Obr. 2.7 – Aktivační energie při oxidaci VOC (upraveno) [13]	22
Obr. 3.1 – Rozdělení ohřívачů větru (upraveno) [14]	25
Obr. 3.2 – Termická a katalytická oxidace (upraveno) [18]	27
Obr. 3.3 – Procesní schéma regenerativní termické oxidace (upraveno) [19]	28
Obr. 3.4 – Procesní schéma regenerativní katalytické oxidace (upraveno) [20]	29
Obr. 3.5 – Regenerační hořáky (upraveno) [21]	30
Obr. 3.6 – Regenerační hořák REGEMAT 350 [22]	30
Obr. 4.1 – Prostředí výpočtového programu [vlastní zdroj]	31
Obr. 4.2 – Průběh teplot [vlastní zdroj]	31
Obr. 4.3 – Výpočtové metody [vlastní zdroj]	32
Obr. 5.1 – Experimentální zařízení pro měření tlakových ztrát [vlastní zdroj]	48
Obr. 5.2 – Síto průtočného kanálu [vlastní zdroj]	49
Obr. 5.3 – Schéma zařízení pro měření tlakových ztrát [vlastní zdroj]	49
Obr. 5.4 – Kuličky tvořící náplňové lože [vlastní zdroj]	51
Obr. 5.5 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm (varianta 1a)	52
Obr. 5.6 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm (varianta 2a)	52
Obr. 5.7 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm (varianta 1b)	54
Obr. 5.8 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm (varianta 2b)	54
Obr. 5.9 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 1c	56
Obr. 5.10 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 2c	56
Obr. 5.11 – Sedlová tělíska tvořící lože [vlastní zdroj]	58
Obr. 5.12 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného sedly 12 mm	59
Obr. 5.13 – Voštinové lože Honeycomb [vlastní zdroj]	60
Obr. 5.14 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 30x30	61
Obr. 5.15 – Průběh tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 40x40	62
Obr. 6.1 – Poloprovozní jednotka [vlastní zdroj]	63
Obr. 6.2 – Model jednotky [vlastní zdroj]	63
Obr. 6.3 – Varianta A [vlastní zdroj]	64
Obr. 6.4 – Varianta B [vlastní zdroj]	64
Obr. 6.5 – Finální varianta [vlastní zdroj]	65
Obr. 6.6 – Technologické schéma (upraveno) [51]	66
Obr. 6.7 – Ohřevná fáze [vlastní zdroj]	67
Obr. 6.8 – Chladicí fáze [vlastní zdroj]	67
Obr. 6.9 – Zjednodušený výkres sestavy [vlastní zdroj]	68
Obr. 6.10 – Snímače teplot Senzo TEMP PTx [52]	70

SEZNAM TABULEK

Tab. 4.1 – Výpočtové vztahy mezerovitosti pro volné uspořádání kulových částic dle Zou a Yu	36
Tab. 4.2 – Výpočtové vztahy mezerovitosti pro husté uspořádání kulových částic dle Zou a Yu	36
Tab. 4.3 – Výpočtové vztahy mezerovitosti dle Benyahia.....	37
Tab. 4.4 – Rozsah použitelnosti zvolených vztahů pro výpočet tlakových ztrát	39
Tab. 4.5 – Konstanty C_1 , C_2 použité v rovnici (4.50).....	45
Tab. 5.1 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm – varianta 1a.....	53
Tab. 5.2 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 3–5 mm – varianta 2a.....	53
Tab. 5.3 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm – varianta 1b.....	55
Tab. 5.4 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 6–7 mm – varianta 2b.....	55
Tab. 5.5 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 1c.....	57
Tab. 5.6 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného kuličkami 9–10 mm – varianta 2c.....	57
Tab. 5.7 – Vyhodnocení metod pro výpočet tlakových ztrát lože tvořeného kuličkami.....	58
Tab. 5.8 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného sedly 12 mm.....	60
Tab. 5.9 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 30x30.....	61
Tab. 5.10 – Vyhodnocení tlakové ztráty lože tvořeného monolitem Honeycomb 40x40.....	62
Tab. 6.1 – Seznam položek kusovníku.....	68
Tab. 6.2 – Seznam položek neuvedených v kusovníku.....	69

SEZNAM PŘÍLOH

Příloha 1 – Úprava experimentálního zařízení výkres sestavy

Příloha 2 – Úprava experimentálního zařízení výrobní výkres